

УДК 519.63:533.9.07

**С.И. ПЛАНКОВСКИЙ, О.В. ШИПУЛЬ, Е.В. ЦЕГЕЛЬНИК, В.О. ГАРИН**

*Национальный аэрокосмический университет им. Н.Е. Жуковского “ХАИ”, Украина*

## **МОДЕЛИРОВАНИЕ ТЕЧЕНИЙ В СЕКЦИОНИРОВАННОМ КАТОДНОМ УЗЛЕ ПЛАЗМОТРОНА**

Предложен подход к оценке эффективности защиты термокатода в секционированном катодном узле на основе математического моделирования вихревого течения и критерия обеспечения докритического значения парциального давления активных газов. Результаты моделирования сравниваются с экспериментальными данными. Показано, что выбор режима подачи защитного газа необходимо проводить с учетом характера течения газов в полости катодного узла и эмиссионных свойств материала термокатода. Для решения данной задачи предлагается использовать численный эксперимент на основе разработанных математических моделей.

**плазмотрон, полый катод, термоэмиссия, математическое моделирование, отравление, газодинамические характеристики, вихревое течение**

### **Введение**

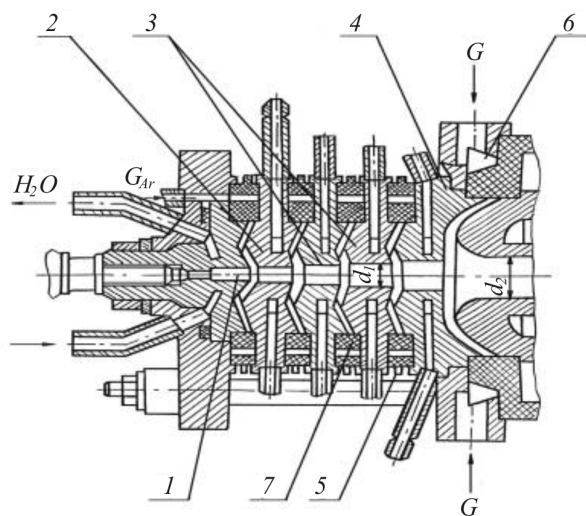
**Постановка проблемы и ее связь с научно-практическими задачами.** Плазмотроны, работающие на агрессивных газах, имеют большие перспективы применения в промышленности. Для их широкого внедрения необходимо обеспечить высокий уровень надежности и ресурса. Технические характеристики плазмотронов с охлаждаемыми электродами достигли значений, близких к предельным. Это подтверждается прекращением роста их ресурса на протяжении последних двадцати лет. В этой связи перспективным является применение в плазмотронах секционированных катодных узлов с термокатадами. Однако до настоящего времени не разработаны обоснованные методы выбора способов и режимов подачи защитного газа в таких катодных узлах. В настоящей работе предлагается подход к решению данной задачи на основе методов математического моделирования с учетом фундаментальных свойств термоэмиссионных материалов.

**Анализ последних исследований и публикаций.** Идея применения секционированного катодного узла для плазмотронов, работающих на агрессивных газах, была впервые высказана в работах

В.Л.Дзюбы [1]. Модуль катодного узла состоит из термокатода, помещенного в охлаждаемый катододержатель и секционированного канала, состоящего из промежуточных секций (рис. 1). Рабочий газ подается через тангенциальные отверстия в вихревой камере плазмотрона, а защитный – через завихрители между промежуточными секциями. В последующих модификациях использовалась дополнительная осевая подача защитного газа. По данным работ [1, 2] эффективная защита термокатода в секционированном катодном узле достигается при расходах защитного газа не превышающих 0,1% расхода рабочего газа. Данный вывод делался на основании экспериментальных продувок на моделях, в ходе которых определялось распределение статического давления.

Однако на основании таких измерений нельзя судить об эффективности защиты термокатода, поскольку она определяется составом атмосферы у эмиссионной поверхности. С учетом этого в работах [3, 4] для выбора режимов подачи защитного газа обосновано применение критерия обеспечения докритического давления активных газов. Значение этого давления определяется по результатам испытаний эмиссионных материалов на отравляемость и

для большинства материалов находится в диапазоне  $10^{-4} \dots 10^{-3}$  Па.



1- термокатод; 2 – катододержатель;  
3 – промежуточные секции; 4 – переходная секция;  
5 – изоляторы; 6 – вихревая камера рабочего газа;  
7 – вихревая камера защитного газа

Рис. 1. Секционированный катодный узел [2]

Кроме того, проведение натурных экспериментов является очень трудоемким способом получения информации. Более эффективными являются методы численного эксперимента, которые при применении современных интегрированных CAD/CAE систем позволяют получать не только большой объем информации, но и имеют широкие возможности ее анализа, в том числе при варьировании геометрических параметров модели.

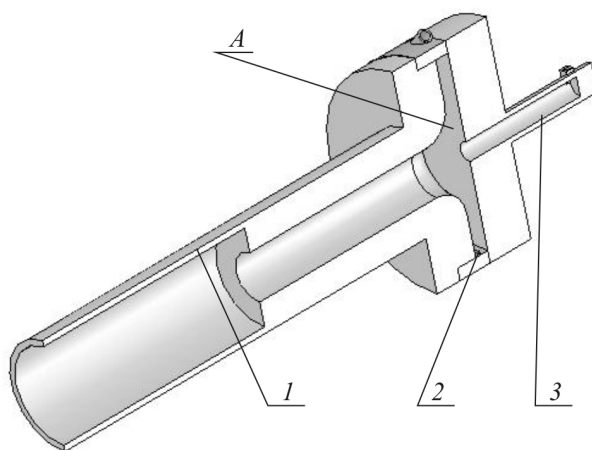
**Целью работы** является анализ эффективности защиты термокатаода в секционированном на основе совместного применения методов математического моделирования и критерия обеспечения докритического давления активных газов.

## Результаты исследования и их обсуждение

### 1. Описание решаемой задачи и используемых математических моделей

Объектом исследования является модель плазмотрона, включающая катодный и анодный узлы, разделенные вихревой камерой подачи воздуха (рис.2). В работе [2] приводятся результаты эксперимен-

тальных продувок данного узла при подаче только воздуха и совместной подаче воздуха и аргона. Аргон подавался в катодный канал через два тангенциальных отверстия. В ходе экспериментов зондовым методом проводились измерения профиля статических давлений на стенке *A* вихревой камеры и в катодном канале.



1 – анодный узел; 2 – вихревая камера;  
3 – катодный узел

Рис. 2. Модель плазмотрона

Для обеспечения возможности сравнения результатов моделирования с экспериментальными исследованиями расчеты проводились для случая холодной продувки катодного узла. Геометрические размеры модели, а также значения расходов воздуха и аргона соответствовали данным работы [2]. Влиянием гравитационных сил на течение газов в полости катодного узла пренебрегали.

При определении фракционного состава при совместной подаче аргона и воздуха использовалась модель однофазного двухкомпонентного течения. Для определения состава смеси при совместной подаче аргона и воздуха математическая модель дополнялась уравнением концентрации:

$$\rho \frac{\partial c}{\partial t} + \rho \mathbf{V} \text{grad } c = \text{div}(\rho(D + \mu_m) \text{grad } c),$$

где  $\mu_m$  – динамический коэффициент турбулентной вязкости,  $c$  – массовая концентрация.

Так как характеристики отравляемости эмиссионных материалов обычно строят в зависимости от

парциального давления воздуха, полученные значения массовой концентрации использовались для определения парциального давления компонент смеси. Оценка эффективности защиты термокатода велась на основе критерия обеспечения докритического значения давления воздуха

$$P_6 = \frac{cP \mu_{Ar}}{c\mu_{Ar} + (1-c)\mu_6} \leq P_{кр}.$$

## 2. Исследование однокомпонентного течения.

На первом этапе проводилось моделирование однокомпонентного течения при подаче воздуха через вихревую камеру.

Для дискретизации расчетной области, заключенной в полости модели плазмотрона, включая определение поверхностного слоя и специальных регионов входов и выхода, использованы тетраэдры, гексаэдры и призмы (рис. 3). Определены рациональные размеры конечных элементов из условия удовлетворения двум критериям качества – *Aspect* и *Min angle*. Первый критерий представляет собой отношение вписанной сферы к описанной вокруг элемента, а второй – минимальный угол, определяет качество на отдельных гранях элемента. Для CFD-расчетов приемлемы параметры *Aspect* не ниже 0,3 и *Min angle* не менее 20°.

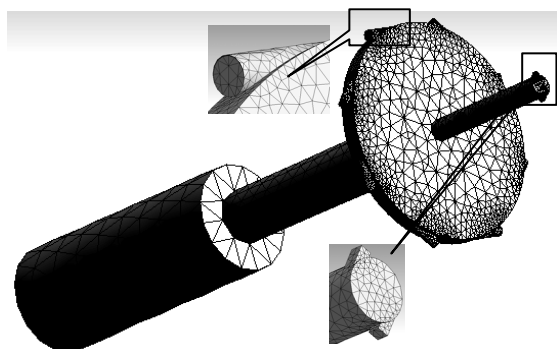
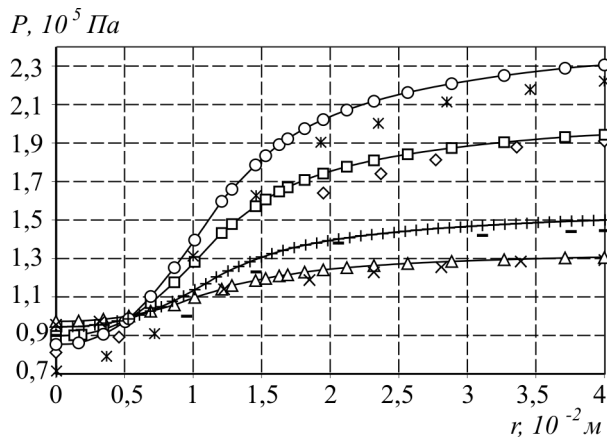


Рис. 3. КЭ модель внутренней полости плазмотрона

При расчетах варьировался массовый расход воздуха и диаметр сливного отверстия анодного узла.

На рис. 4 представлены радиальные профили статических давлений на поверхности *A* при

$G_{Ar} = 0$ , полученные расчетным и экспериментальным методом. Расхождение расчетных и экспериментальных данных не превышает 5%, что подтверждает адекватность численных результатов.



расчетные данные: ○ –  $M = 26 \times 10^{-3}$  кг/с, □ –  $M = 20 \times 10^{-3}$  кг/с, + –  $M = 13 \times 10^{-3}$  кг/с, △ –  $M = 9,5 \times 10^{-3}$  кг/с; экспериментальные данные: \* –  $M = 26 \times 10^{-3}$  кг/с, ◇ –  $M = 20 \times 10^{-3}$  кг/с, — –  $M = 13 \times 10^{-3}$  кг/с, × –  $M = 9,5 \times 10^{-3}$  кг/с

Рис. 4. Радиальные профили статического давления на торцевой поверхности *A* катода при различных массовых расходах воздуха

Одной из задач исследования была предварительная оценка возможности применения для решения рассматриваемых задач тех из моделей турбулентности, которые реализованы в коммерческих CFD пакетах. Среди них рассматривались наиболее применяемые варианты двухпараметрической  $k - \epsilon$  модели.

Многочисленные публикации свидетельствуют о том, что с помощью уравнений  $k - \epsilon$  модели удастся достаточно адекватно описать широкий класс турбулентных течений. Однако, например, при описании закрученных течений модель дает некорректные результаты [10]. Многие авторы отмечают, что уравнения  $k - \epsilon$  модели справедливы только для развитого турбулентного течения. В окрестности же твердых поверхностей необходимо специальное рассмотрение постановки граничных условий для кинетической энергии турбулентности ( $k$ ), диссипации этой энергии ( $\epsilon$ ) и касательной компоненты вектора скорости ( $\omega$ ) вблизи стенки.

Для обоснованного назначения режима подачи защитного газа особенно важным становится моделирование потоков в пристеночной области корпуса катодного узла. Из-за того, что скорость вязкого газа вблизи стенки мала, именно здесь следует ожидать прорыва активных газов в прикатодную область. Поэтому применение стандартной  $k-\varepsilon$  модели для выбора геометрии проточной части катодных узлов и режимов подачи защитного газа может привести к ошибкам.

Дальнейшие модификации стандартной  $k-\varepsilon$  модели в некоторой степени позволили устранить ее недостатки. RNG  $k-\varepsilon$  модель была разработана на основе строгих статистических методов. Основные отличия RNG  $k-\varepsilon$  от стандартной  $k-\varepsilon$  модели заключаются в следующем. В стандартной модели значения констант получены на основе ее подгонки под экспериментальные результаты. Многочисленные попытки введения новых эмпирических функций и коэффициентов являются довольно типичными для исследований в области моделирования турбулентности. Они вызваны стремлением улучшить поведение решения в той или иной характерной области – вблизи стенки, в зоне развитой турбулентности или турбулентного следа. Анализ таких исследований показывает, что, к сожалению, обычно подобные модификации приводят к улучшению совпадения с экспериментальными данными для одних задач и ухудшению – для других.

RNG модель дает аналитические выражения для констант. Это особенно значимо в отношении констант уравнения для  $\varepsilon$ , так как способ его получения и значения констант неоднократно подвергались анализу и критике [11]. Дополнительное условие в уравнении скорости турбулентной диссипации  $\varepsilon$  в RNG  $k-\varepsilon$  модели улучшает точность решения высоконапряженных потоков. Дополнительный параметр, учитывающий циркуляцию турбулентности, улучшает точность расчета течений с закруткой потока. RNG теория предлагает аналитическую фор-

мулу турбулентных чисел Прандтля, в то время, как в стандартной  $k-\varepsilon$  модели данный параметр является константой.

В то время, как стандартная  $k-\varepsilon$  модель является высокорейнольдсовой моделью, RNG теория предоставляет полученную аналитическим путем дифференциальную формулу эффективной вязкости, что более приемлемо при расчете низкорейнольдсовых течений, которые наиболее часто встречаются в промышленном плазменном оборудовании. Эти особенности делают RNG  $k-\varepsilon$  модель более точной и надежной для широкого диапазона турбулентных течений, в частности – при моделировании течения газов в электродуговых плазменных генераторах [11].

При проведении численных экспериментов для модели катодного узла результаты, полученные при применении RNG  $k-\varepsilon$  модели и классической  $k-\varepsilon$  модели оказались довольно близкими (рис. 5).

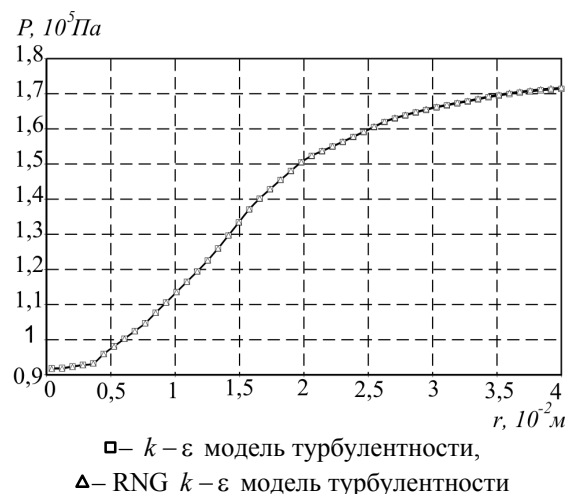
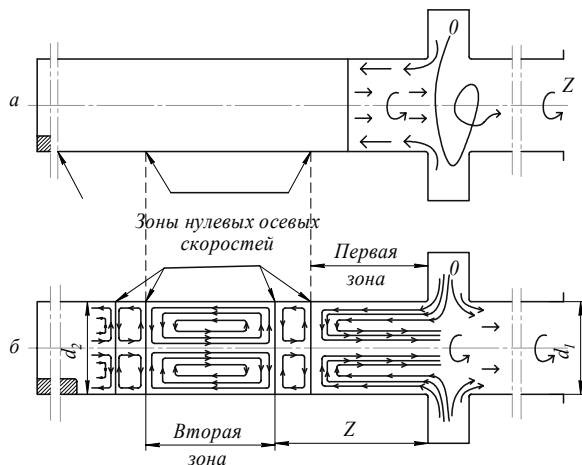


Рис. 5. Радиальные профили статического давления на торцевой поверхности  $A$  катода при различных моделях турбулентности

Однако сходимость решения для всех величин расходов воздуха при применении RNG  $k-\varepsilon$  модели была более высокой. Так, например, для двух величин расхода ( $13 \times 10^{-3}$  и  $20 \times 10^{-3}$  кг/с) расчет был остановлен при достижении заданного уровня сходимости решения ( $RMS = 10^{-4}$ ), что не наблюдалось при применении классической  $k-\varepsilon$  модели. Этот

результат с учетом приведенных выше замечаний свидетельствует о предпочтительности применения RNG  $k-\varepsilon$  модели по сравнению с классической  $k-\varepsilon$  моделью при моделировании вихревых течений в катодных узлах.

В работе [2] на основании измерений профиля статического давления в канале катодного узла модели сделан вывод о существовании защитного барьера (область локального повышения давления), появление которого связано с различием тангенциальных скоростей встречных потоков защитного и рабочего газа. Однако такой характер профиля давления вдоль оси катодного узла может быть объяснен исходя из характера течения газа в катодной полости. В ней может образовываться несколько характерных зон с циркуляционным течением (рис. 6). Исходя из такой картины течения, повышение статического давления должно наблюдаться в зонах нулевых осевых скоростей. Для защиты термокатода такой характер течения в полости катодного узла является скорее нежелательным, так как способствует проникновению в прикатодное пространство активных газов из вихревой камеры.



а – схема течения через прозрачные стенки; б – схема радиальных и осевых течений газа

Рис. 6. Картина течения газа в плазматроне с глухим электродом [6]

Для оценки степени эффективности защиты термокатода при указанных в работе [2] режимах подачи аргона были рассчитаны скорости течения в полости катодного узла (рис. 7) и определено распре-

деление парциального давления воздуха по оси катодной полости (рис. 8). Полученные результаты качественно совпадают с данными работы [6]. И свидетельствуют о том, что вывод о существовании защитного барьера внутри катодного узла, сделанный в работе [2] является не вполне корректным.

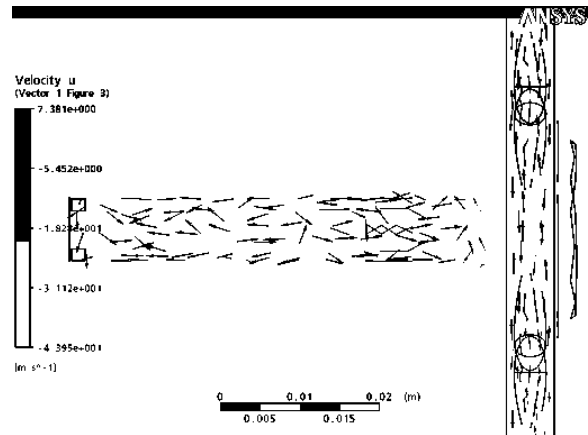


Рис. 7. Вектора скорости в катодном узле

С точки зрения обеспечения эффективной защиты термокатода от воздействия активных газов соотношение расхода аргона и воздуха и геометрические параметры вихревой камеры должны определяться из условия минимизации скорости течения воздуха в сторону катода.

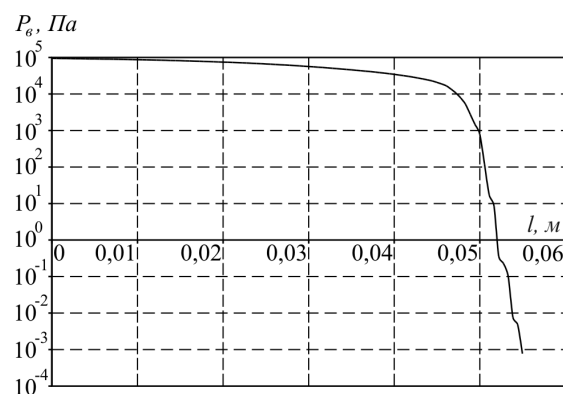


Рис. 8. Распределение парциального давления воздуха катодной полости по оси катода

Кроме того, следует оценить возможности применения при расчетах потенциально более точных в пристеночной области моделей турбулентности ( $k-\omega$  и SST), использование которых, однако, требует расчетных сеток более высокого качества. Результаты таких исследований будут приведены в последующих публикациях.

## Заключение

Показано, что сделанный на основе экспериментальных продувок вывод о существовании защитного барьера в полости катодного узла плазмотрона является не вполне корректным. Повышение статического давления на оси катодной полости связано с изменением направления циркуляционного течения воздуха, что подтверждается результатами математического моделирования.

Для моделирования вихревого течения в полости плазмотронов RNG  $k-\epsilon$  модель предпочтительнее, чем классическая  $k-\epsilon$  модель турбулентности.

Выбор режима подачи защитного газа и оптимизацию геометрических параметров вихревых камер плазмотронов с секционированными катодными узлами необходимо вести на основе численных экспериментов с применением критерия обеспечения докритического парциально давления активных газов. Величина данного давления однозначно определяется по результатам исследований эмиссионных материалов на отравляемость.

Работа выполнена при поддержке ДФФД в рамках проекта Ф25.4/112.

## Литература

1. Дзюба В.Л. Обобщение экспериментальных и теоретических исследований по созданию высокоресурсных электротермических плазменных генераторов: Дис...д-ра техн. наук: 05.09.10. – Коммунарск, 1989. – 401 с.
2. Дзюба В.Л., Корсунов К.А. Физика, техника и применение низкотемпературной плазмы. – Луганск: ВНУ им. В. Даля, 2007. – 448 с.
3. Кривцов В.С., Планковский С.И. Проблемы создания высокоресурсных сильноточных электродуговых плазмотронов. / *Авиационно-космическая техника и технология*. – 2005. – №7 (23). – С.7-21.
4. Кривцов В.С., Планковский С.И., Цегельник С.В., Островский С.К., Таран А.О., Лоян А.В.

Газодинамічні характеристики потоку інертного газу в каналі плазмотрона // *Наукові вісті НТУУ “КПІ”*. – 2006. – № 2. – С. 87-99.

5. Лойцянский Л. Г. Механика жидкости и газа: Учебн. для ВУЗов. – М.: Дрофа, 2003. – 840 с.
6. Жуков М.Ф., Смоляков В.Я., Урюков Б.А. Электродуговые нагреватели газа (плазмотроны). – М.: Наука, 1973. – 232 с.
7. Слободянюк В.С. Моделирование вихревых и турбулентных явлений в электродуговых устройствах: Дис...д-ра техн. наук: 01.04.14. – Бишкек, 1996. – 376 с.
8. Jones W.P, Launder B.E. The prediction of laminarization with a two-equation model of turbulence // *Int. J. Heat and Mass Transfer*. – 1972. – V. 15. – P. 301-314.
9. Launder B.E. Sharma B.I. Application of the energy dissipation model of turbulence to the calculation of flow near spinning disc // *Letters in Heat and Mass Transfer*. – 1974. –V.1, №2. – P. 131-138.
10. Jones W.P, Launder B.E. The calculation of low Reynolds number phenomena with a two-equation model of turbulence // *Int. J. Heat and Mass Transfer*. – 1973. – V. 16. – P. 1119-1124.
11. Алямовский А.А. SolidWorks. Компьютерное моделирование в инженерной практике. – СПб.: БХВ\_Петербург, 2005. – 800 с.
12. Волков Э.П., Зайчик Л.И., Першуков В.А. Моделирование горения твердого топлива. – М.: Наука, 1994. – 320 с.
13. Соломатов В.В. Математическое моделирование процессов в электродуговых генераторах низкотемпературной плазмы: Дис...канд. физ. – мат. наук: 05.13.18. – Новосибирск, 2003. – 148 с.
14. Wilcox D.C. *Turbulence modeling for CFD*. – DCW Industries, Inc. La Canada, California, 1994. – 460 p.

*Поступила в редакцию 30.05.2008*

**Рецензент:** д-р. техн. наук, проф. А.И. Долматов, Национальный аэрокосмический университет им. Н.Е. Жуковского «ХАИ», Харьков.