

УДК 621.43

Моделирование испарения и термического распада мочевины в системах обработки выпускных газов ДВС

Марков В.А., Мягков Л.Л., Маластовский Н.С., Блинов А.С.

МГТУ им. Н.Э. Баумана

Modeling evaporation and decomposition of urea solution for diesel exhaust system

V.A. Markov, L.L. Myagkov, N.S. Malastowski, A.S. Blinov

Bauman Moscow State Technical University

Разработка и совершенствование систем обработки выпускных газов в условиях ужесточения предельно допустимых значений выбросов токсичных веществ продолжает оставаться актуальной задачей. Использование методов вычислительной газовой динамики при проектировании подобных систем представляет значительную практическую ценность. В работе рассмотрена и реализована методика расчета испарения и термического разложения мочевины в системах SCR (селективная каталитическая нейтрализация) в трехмерной постановке на базе программного комплекса ANSYS Fluent. Проведено сравнение результатов с существующими экспериментальными данными. Сделан вывод о возможности применения разработанной методики при оценке эффективности систем каталитической нейтрализации отработавших газов двигателей внутреннего сгорания.

Ключевые слова: поршневой двигатель, отработавшие газы, оксиды азота, селективное каталитическое восстановление, впрыск мочевины, испарение, термическое разложение, методика расчета.

The key issue of a modern engine development is an improvement of after-treatment systems under increasingly restrictive emission limits. Numerical simulations of the gas flow in such systems have a significant practical value during design process. The main objective of this paper is development of a model for

predicting the processes of urea-water-solution vaporization and thermal decomposition in SCR systems based on ANSYS Fluent. The results of calculation were compared with existing experimental data. The developed model can provide a practical help for efficiency estimation of the SCR-catalyst system.

Keywords: reciprocating engine, exhaust gases, nitrogen oxides, SCR, urea injection, evaporation, thermal decomposition, numerical model.

Введение

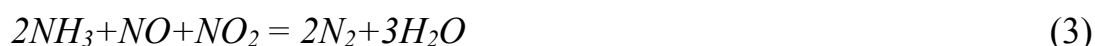
Проектирование перспективных двигателей внутреннего сгорания сопряжено с выполнением все более ужесточающихся требований к предельно допустимому уровню выбросов токсичных веществ. В таких условиях зачастую недостаточным оказывается проведение мероприятий по доводке рабочего процесса, поэтому широкое распространение получили системы обработки выпускных газов (СОВГ). Состав подобных систем определяется необходимостью нейтрализации тех или иных токсичных компонентов.

Современные сажевые фильтры с каталитическим покрытием (CSF), применяемые в СОВГ дизельных двигателей, производят эффективную очистку отработавших газов (ОГ) от твердых частиц и продуктов неполного сгорания. Среди систем нейтрализации оксидов азота (NO_x), используемых на практике в настоящее время, можно выделить: накопительную LNT систему (Lean- NO_x Trap), LNC катализаторы (Lean- NO_x Catalyst), систему селективного каталитического восстановления (Selective Catalytic Reduction). Последнее получило наибольшее распространение ввиду высокой степени нейтрализации (свыше 90%):

$$\eta_{\text{NO}_x} = \left(1 - \frac{[\text{NO}_x]_{\text{вх}}}{[\text{NO}_x]_{\text{вых}}}\right) \cdot 100\%, \quad (1)$$

где $[NO_x]_{\text{вх}}$ и $[NO_x]_{\text{вых}}$ – концентрация оксидов азота до и после восстановительного катализатора соответственно.

Отличительной особенностью систем SCR является добавление в ОГ реагента — аммиака (NH_3), участвующего в каталитических реакциях восстановления NO_x до свободного азота (N_2) и воды (H_2O) [1]:



Среди возможных вариантов введения восстановителя в СОВГ широкое практическое применение получило впрыскивание водного раствора мочевины ($CO(NH_2)_2$), обеспечивающее его безопасное хранение и обработку.

В системах SCR процесс образования NH_3 может быть представлен в следующем виде (рис. 1): испарение воды, сублимация мочевины, ее термоллиз, гидролиз изоциановой кислоты [1].

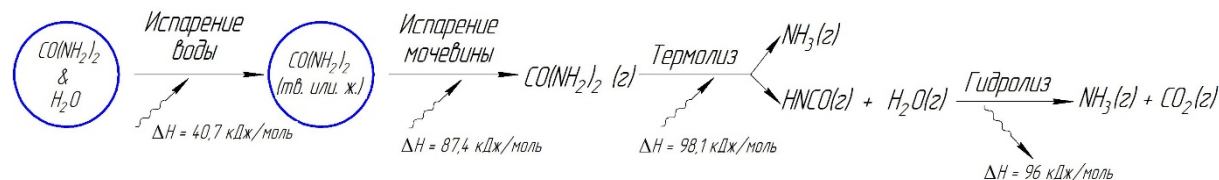


Рис. 1. Процесс термического разложения водного раствора мочевины

Во избежание выработки токсичного реагента на каждом рабочем режиме двигателя в СОВГ подается необходимое количество раствора мочевины. Данная величина определяется соотношением концентраций NH_3 и NO_x , обеспечивающим требуемую степень нейтрализации. Следовательно, разрабатываемые конструкции СОВГ должны гарантировать полное испарение впрыскиваемого вещества до входа в катализатор, а также равномерное распределение реагента по его объему [1]. При этом использова-

ние методов вычислительной газовой динамики для таких задач является актуальным и представляет значительную практическую ценность.

Математическая модель

В данной работе для моделирования процесса впрыска и распада водного раствора мочевины в потоке ОГ использовался подход Эйлера – Лагранжа [2]. В этом случае сплошная среда рассчитывается с применением осредненных по Рейнольдсу уравнений Навье-Стокса, которые можно представить в виде закона сохранения, описываемого обобщенным дифференциальным уравнением (5) [3]. Для замыкания этой системы уравнений используется Realizable k–ε модель турбулентности [2]. Составляющие дисперсной фазы — капли водного раствора мочевины, определяются в Лагранжевых координатах (6) [2]. Сопряжение между основным потоком и дискретными каплями раствора осуществляется в результате решения уравнений обмена: импульса, массы и энергии. В ПК ANSYS FLUENT этот подход реализован в модели DPM (Discrete Phase Model). В данной работе в отношении дисперсной фазы приняты допущения об однородности температурного поля внутри капли и о сферичности ее формы (рис. 2).

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho\Phi) + \text{div}(\rho\bar{W}\Phi) = \text{div}(\Gamma_\Phi \cdot \text{grad}\Phi) + S_\Phi, \quad (5)$$

где Φ – произвольная зависимая переменная, ρ – плотность основного потока, t – время, \bar{W} – вектор скорости основного потока, Γ_Φ – коэффициент обмена диффузии, S_Φ – источниковый член. Конкретный вид Γ_Φ , S_Φ зависит от физического смысла переменной Φ .

$$\frac{d\bar{W}}{dt} = C_D(\bar{W} - \bar{W}_k) + \bar{F}, \quad (6)$$

где \bar{W}_k – вектор скорости капли, C_D – коэффициент аэродинамического сопротивления, \bar{F} – дополнительное ускорение от действия внешних сил.

Моделирование впрыска

Распределение по диаметру (7) в виде функции Розина-Рамлера (Q) [3] и скорость начальных капель на выходе из форсунки задаются непосредственно по экспериментальным данным.

$$Q(D_{\kappa}) = 1 - \exp\left[-\left(\frac{D_{\kappa}}{X}\right)^n\right], \quad (7)$$

где D_{κ} – диаметр капель, X – наиболее вероятный диаметр капель, n – параметр распределения.

Процесс вторичного распада капель в модели DPM описывается с помощью соответствующих подсеточных моделей (Secondary breakup models) [2]. В рассматриваемой работе используется модель распада, основанная на волновом анализе устойчивости струи (Wave Breakup Model). Разность скоростей между каплей и окружающим ее газом обуславливает действие на нее аэродинамической силы лобового сопротивления. Это приводит к возникновению на периферии капли касательных напряжений, появлению сдвигающих сил и, как следствие, волн Кельвина–Гельмгольца [4]. Размер дочерних капель (8) и время распада (9) определяются скоростью роста и длиной этих волн.

$$r_{\partial\kappa} = B_0 \cdot \Lambda, \quad (8)$$

$$\tau_{\kappa} = \frac{3.276 \cdot B_1 \cdot D_{\kappa}}{\Lambda \cdot \Omega}, \quad (9)$$

где $r_{\partial\kappa}$ – радиус дочерних капель, τ_{κ} – время распада, Λ – длина самой быстрорастущей из волн Кельвина–Гельмгольца, Ω – скорость ее роста; $B_0 = 0,61$ и $B_1 = 1,73$ – константы размера [4] и времени [5] соответственно.

Тепломассообмен

Моделирование тепломассообмена капель водного раствора мочевины осуществляется с помощью модели Multicomponent Particle Definition [2].

Процесс испарения капли раствора может быть условно разделен на две стадии: испарение воды, испарение мочевины [6]. Данная последовательность обусловлена более низкими значениями давления насыщенных паров $\text{CO}(\text{NH}_2)_2$ (16), (17). Существенный вклад в процесс массопереноса оказывает направленный от капли конвективный поток паровоздушной смеси (Стефанов поток) [1]. Для учета данного явления используется предусмотренная в ПК ANSYS FLUENT конвективно-диффузионная модель испарения [2], согласно которой скорость испарения определяется в соответствии с уравнением (10).

$$\frac{dm_{\kappa}}{dt} = \sum_i \frac{dm_i}{dt} = \sum_i A_{\kappa} k_{c,i} \rho_{\infty} \ln(1 + B_{m,i}), \quad (10)$$

где m_{κ} – масса единичной капли раствора, m_i – масса компонента i в капле, $k_{c,i}$ – коэффициент массопереноса компонента i , A_{κ} – площадь поверхности капли, ρ_{∞} – плотность основного потока газа, $B_{m,i}$ – массовое число Сполдинга для компонента i .

$$k_{c,i} = \frac{Sh \cdot D_{i,m}}{D_{\kappa}}, \quad (11)$$

где Sh – число Шервуда, $D_{i,m}$ – коэффициент диффузии пара.

$$B_{m,i} = \frac{Y_{s,i} - Y_{i,\infty}}{1 - Y_{s,i}}, \quad (12)$$

где $Y_{s,i}$ – массовая доля пара компонента i у поверхности капли, $Y_{i,\infty}$ – массовая доля пара компонента i в основном потоке.

Число Шервуда (13) при определении коэффициента массопереноса рассчитывается в соответствии с уравнением Ранца–Маршала [7].

$$Sh = (2,0 + 0,6 \cdot Sc^{1/3} \cdot Re_k^{1/2}), \quad (13)$$

где Sc – число Шмидта, Re_k – число Рейнольдса для капли.

По мере испарения воды с капли вблизи ее поверхности возрастает концентрация мочевины [1]. Согласно уравнениям (10) и (12) это способствует снижению скорости дальнейшего испарения H_2O . В рамках рассматриваемой модели изменение мольной (14) и массовой (15) доли компонентов раствора на поверхности капли определяется в соответствии с законом Рауля.

$$X_{s,i} = X_{l,i} \frac{P_{sat,i}}{P_\infty}, \quad (14)$$

где $X_{s,i}$ – мольная доля компонента i у поверхности капли; $X_{l,i}$ – мольная доля компонента i внутри капли; $P_{sat,i}$ – давление насыщенных паров компонента i ; P_∞ – давление в основном потоке газа.

$$Y_{s,i} = \frac{X_{s,i} \cdot M_i}{\sum_i X_{s,i} \cdot M_i}, \quad (15)$$

где M_i – молярная масса компонента i .

Давления насыщенных паров воды и мочевины [8] приведены в уравнениях (11), (12).

$$P_{sat,вода} = 610,78 \cdot \exp[17,2694 \cdot (T_k - 273,16)/(T_k - 35,86)], \quad (16)$$

$$P_{sat,мочевина} = \exp[29,9548 - (10876,1/T_k)], \quad (17)$$

где T_k – температура капли.

Изменение температуры капли определяется в соответствии с уравнением (19) теплового баланса (рис. 2) [2].

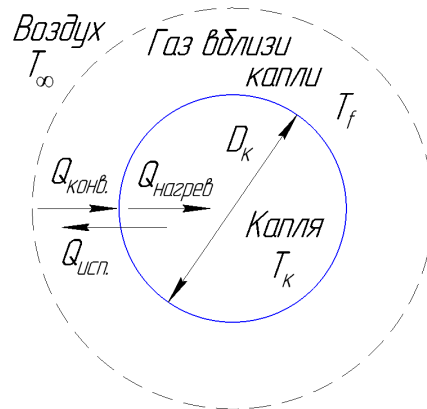


Рис. 2. Тепловой баланс капли

$$Q_{\text{конвекция}} = Q_{\text{нагрев}} + Q_{\text{испарение}}, \quad (18)$$

где $Q_{\text{конвекция}}$ – тепло, подводимое к поверхности капли в результате конвективного теплообмена, $Q_{\text{нагрев}}$ – тепло, затрачиваемое на прогрев капли, $Q_{\text{испарение}}$ – теплота парообразования.

$$m_k c_{pk} \frac{dT_k}{dt} = \alpha A_k (T_\infty - T_k) + \sum_i \frac{dm_i}{dt} (h_{исп,i}), \quad (19)$$

где c_{pk} – теплоемкость капли, T_∞ – температура основного потока, α – коэффициент теплоотдачи, $h_{исп,i}$ – удельная теплота парообразования компонента i .

Коэффициент теплоотдачи, с учетом влияния Стефанова потока, вычисляется по критериальной зависимости (20) [9].

$$\alpha = \frac{\lambda_f}{D_k} \cdot \frac{\ln(1 + B_{T,i})}{B_{T,i}} (2,0 + 0,6 \cdot Pr^{1/3} \cdot Re_k^{1/2}), \quad (20)$$

где λ_f – коэффициент теплопроводности газа вблизи поверхности капли, $B_{T,i}$ – коэффициент теплообмена Сполдинга для компонента i ; Pr – число Прандтля газовой фазы.

Температура газа (21) вблизи поверхности капли (рис. 2), при которой вычисляются его теплофизические свойства для тепло- и массообмена, а также массовая доля испаряющихся компонентов (22) в этой области определяются с использованием правила 1/3 [10].

$$T_f = T_\kappa + (T_\kappa - T_\infty)/3, \quad (21)$$

$$Y_{f,i} = Y_{s,i} + (Y_{s,i} - Y_{\infty,i})/3, \quad (22)$$

При достижении точки кипения массообмен определяется в соответствии с уравнением (23) [2].

$$\frac{dm_\kappa}{dt} = \sum_i \frac{dm_i}{dt} = \sum_i \varphi_i \frac{\pi D_\kappa \lambda_\infty}{C_{p,\infty}} (2,0 + 0,6 \cdot \text{Pr}^{1/3} \cdot \text{Re}_\kappa^{1/2}) \cdot \ln(1 + B_{T,i}), \quad (23)$$

где $C_{p,\infty}$ – теплоемкость основного потока газа, φ_i – объемная доля i -го компонента в капле, λ_∞ – коэффициент теплопроводности основного потока газа.

Термолиз и гидролиз мочевины

Реакция термолиза мочевины представляет из себя сложный химический процесс, сопровождающийся образованием промежуточных побочных продуктов: аммелина, аммелида, меламина, циануровой кислоты [1]. В данной работе используется общепринятое допущение об одностадийности протекания данной химической реакции (24), в результате которой образуются молекулы аммиака и изоциановой кислоты (HNCO) [1].



В результате гидролиза изоциановой кислоты (25) образуется аммиак и углекислый газ [1].



Скорости химических реакций вычисляются в соответствии с законом действующих масс (26), (29). Кинетические параметры в уравнениях Аррениуса (27), (30) при определении констант скоростей, а также тепловой эффект реакций (28), (31) приведены множеством авторов [6, 11, 12, 13, 14].

$$r_{\text{термолиз}} = k_{\text{термолиз}} \cdot [CO(NH_2)_2], \quad (26)$$

$$k_{\text{термолиз}} = A \cdot \exp(-E_a / RT) = 4855 \cdot \exp(-23000 / RT), \quad (27)$$

$$\Delta H_{\text{термолиз}} = +98,1, \quad (28)$$

$$r_{\text{гидролиз}} = k_{\text{гидролиз}} \cdot [H_2O] \cdot [HNCO] = k'_{\text{гидролиз}} \cdot [HNCO], \quad (29)$$

$$k'_{\text{гидролиз}} = A \cdot \exp(-E_a / RT) = 2,5 \cdot 10^5 \cdot \exp(-6,222 \cdot 10^7 / RT), \quad (30)$$

$$\Delta H_{\text{термолиз}} = -96, \quad (31)$$

где r_j – скорость реакции, k_j – константа скорости реакции, ΔH_j – тепловой эффект реакции, (кДж/моль), A – предэкспоненциальный множитель, E_a – энергия активации, R – универсальная газовая постоянная.

Верификация математической модели

Оценка достоверности математической модели впрыска, испарения и термического разложения водного раствора мочевины осуществлялась в соответствии с данными экспериментальной работы [15]. Расчетная область (рис. 3) представляет из себя теплоизолированную трубу диаметром 300 мм и длиной 6,2 м, в центре которой установлена пневматическая форсунка. Впрыск осуществляется в направлении основного потока.

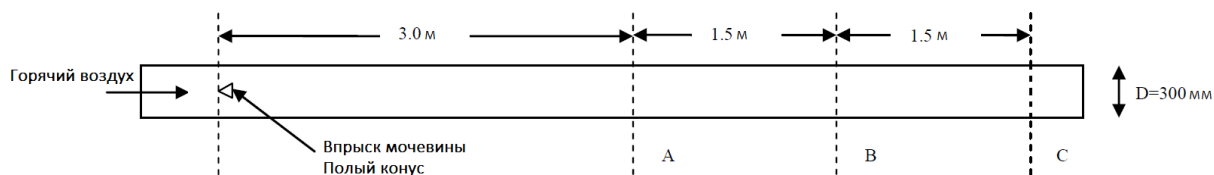


Рис. 3. Исследуемая область

На первом этапе исследования для верификации области распространения струи проведено численное моделирование впрыска воды (рис.5). Величина массового расхода составляет 0,00183 кг/с, давление впрыска – 2 бара. Распределение по диаметру в виде зависимости Розина–Рамлера (рис. 4) и скорость начальных капель на выходе из форсунки приведены в таблице 1; Скорость и температура поступающего воздуха — в таблице 2.

Таблица 1

Экспериментальные данные первичного распада струи

Минимальный диаметр капель, (мкм)	Средний диаметр капель, (мкм)	Максимальный диаметр капель, (мкм)	Параметр распределения	Скорость начальных капель, (м/с)
2	44	200	3,2657	10,6

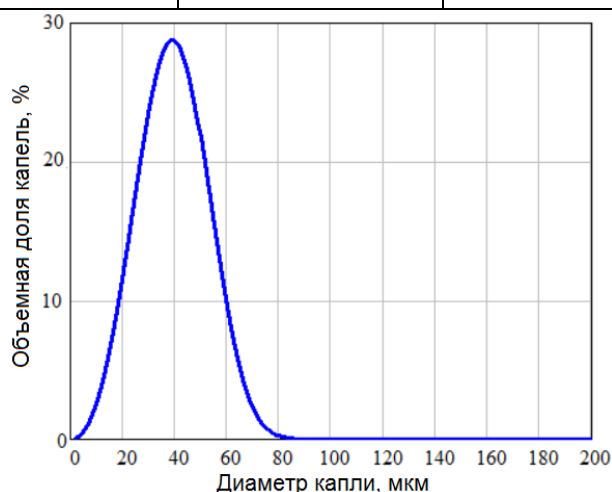


Рис. 4. Дифференциальная кривая закона Розина-Рамлера

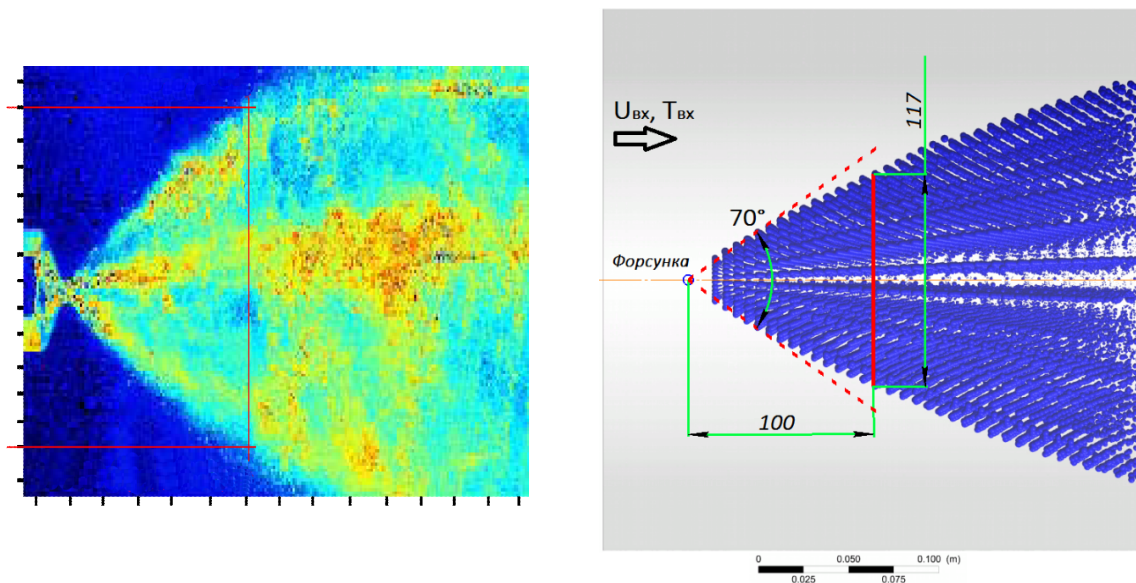


Рис. 5. Распространение струи жидкости: а) Результаты эксперимента работы [15], б) Визуализация результата численного моделирования струи ($U_{вх}=5,4$ м/с, $T_{вх}=293$ К)

Полученные в ходе моделирования значения ширины струи (табл. 2) на расстоянии 100 мм от места положения форсунки (рис. 5) были сопоставлены экспериментальными данными. Сравнительный анализ приведенных ниже величин указывает на хорошее согласование результатов.

Таблица 2

Верификация области распространения струи

Температура газа, (К)	Скорость газа, (м/с)	Ширина струи, (мм)	
		Эксперимент	Моделирование
293	1,3	135	132
	5,4	120	117
	12,2	105	100

Для верификации математической модели испарения и термического разложения $CO(NH_2)_2$ в направлении основного потока впрыскивается 40% водный раствор мочевины. Величина массового расхода составляет 0,00033 кг/с, давление впрыска – 2 бара. Экспериментальные данные первичного распада струи принимаются в соответствии с таблицей 1. Скорость и температура поступающего воздуха приведены в таблице 3.

Таблица 3

Параметры поступающего в трубу воздуха

Температура, (К)	Скорость, (м/с)		
573	6,6	9,0	—
623	6,4	9,1	10,8
673	6,0	8,3	10,8

В экспериментальной работе опубликованы данные о степени распада (32) раствора мочевины, определяемые в трех отмеченных плоскостях (А, В, С на рис. 3) исследуемой области. Данные значения были сопоставлены с полученными в ходе численного моделирования результатами (рис. 6). На (рис. 7) представлена визуализация результатов численного моделирования для случая со следующими параметрами поступающего воздуха: температура 623 К, скорость 6,4 м/с.

$$\eta_{NH_3} = \frac{G_{NH_3}}{G_{NH_3}^0}, \quad (32)$$

где η_{NH_3} – степень распада мочевины, G_{NH_3} – расход аммиака через исследуемую плоскость, $G_{NH_3}^0$ – расход аммиака при полном распаде впрыскиваемой мочевины. Величина $G_{NH_3}^0$ определяется количеством впрыскиваемого вещества и в рассматриваемом случае составляет $7,3 \cdot 10^{-5}$ кг/с.

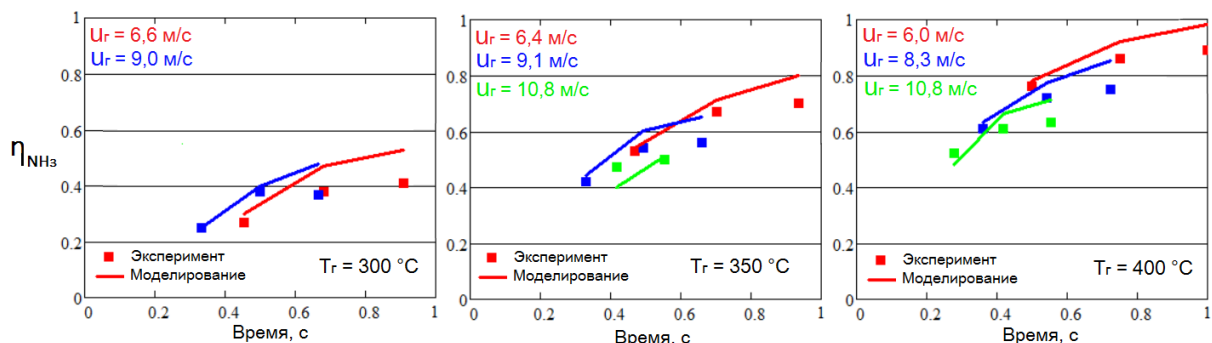


Рис. 6. Сравнение полученных результатов с экспериментом

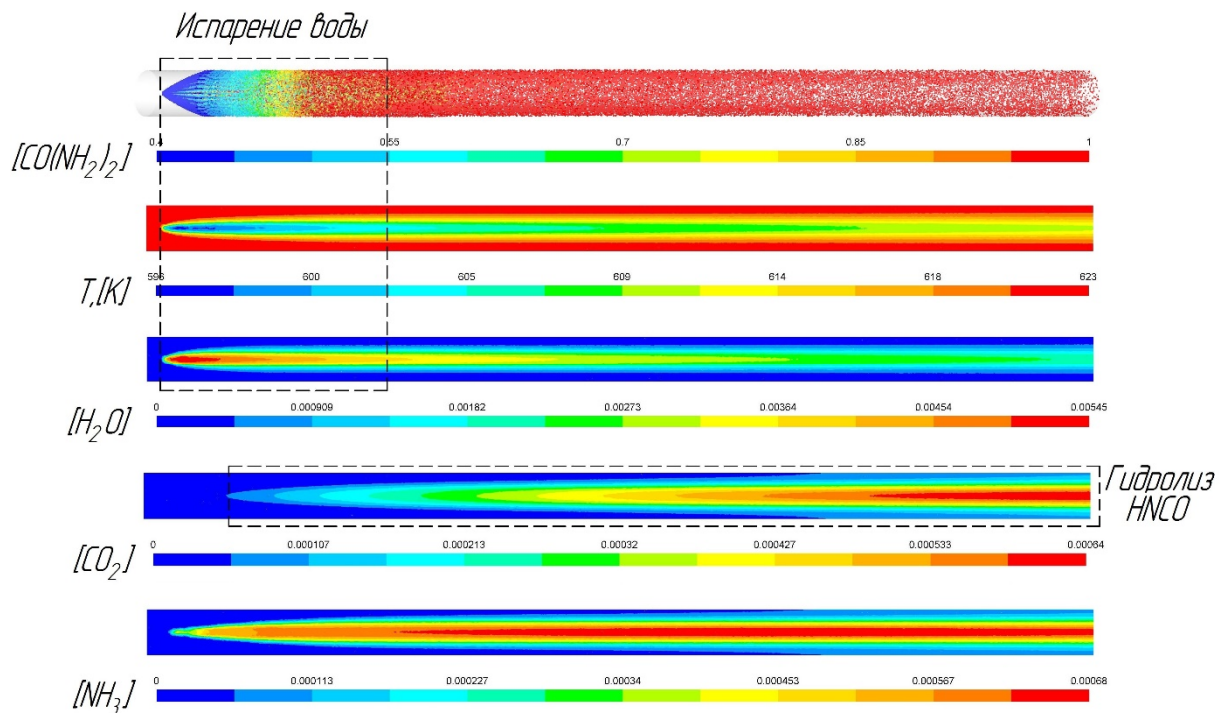


Рис. 7. Визуализация результатов численного моделирования ($T_{\Gamma} = 350 \text{ }^{\circ}\text{C}$,
 $u_{\Gamma} = 6,4 \text{ м/с}$)

В соответствии с приведенными на (рис.6) результатами расчетов повышение температуры поступающего воздуха способствует существенному увеличению степени распада мочевины. Это обусловлено интенсификацией процессов теплообмена между дисперсной фазой и основным потоком газа, а также увеличением скоростей соответствующих химических реакций (24), (25). Следует отметить, что особенно чувствительной к температурным изменениям является реакция гидролиза изоциановой кислоты. Скорость ее протекания при $T_{\Gamma} \leq 300 \text{ }^{\circ}\text{C}$ пренебрежимо мала в сравнении с реакцией термолита и практически не оказывает влияния на величину степени распада (32).

Противоположная ситуация наблюдается относительно скорости поступающего воздуха. С ее увеличением уменьшается время пребывания капли в исследуемой области и, как следствие, временной интервал, ответственный для процессов испарения и термического разложения капель.

В результате сравнительного анализа полученных данных можно сделать следующие выводы:

- Полученные в ходе численного моделирования данные демонстрируют приемлемое согласование с экспериментальной работой.
- Увеличение температуры основного потока и времени пребывания капель в исследуемой области способствует повышению степени распада мочевины.
- Рассматриваемая модель может быть использована при дальнейшей оценке местоположения форсунки в системах SCR, обеспечивающее полное испарение и разложение впрыскиваемой мочевины до входа в катализатор.

Влияние структуры потока

Структура основного потока оказывает существенное влияние на процессы распада и испарения струи. Его турбулизация способствует интенсификации указанных процессов, что особенно актуально в условиях ограниченного монтажного пространства систем SCR. Как показывают многочисленные исследования [16, 17, 18, 19], применение статических завихрителей является действенным способом, позволяющим уменьшить требуемую длину участка системы, необходимого для полного испарения мочевины. Кроме того, их использование обеспечивает интенсивное перемешивание реагента с основным потоком и равномерное его распределение на входе в катализатор. Недостатком их применения является увеличение газодинамических потерь в СОВГ. Поэтому выбор оптимальной конструкции, эффективно выполняющей свои функции с минимальным газодинамическим сопротивлением является важной оптимизационной задачей.

В данной работе рассматриваются две конструкции завихрителя, устанавливаемые до форсунки (рис. 8). Один из них (Mix 1) разрушает

структуру потока (рис. 9 а), а другой (Mix 2) создает интенсивное вихревое движение (рис. 9 б).

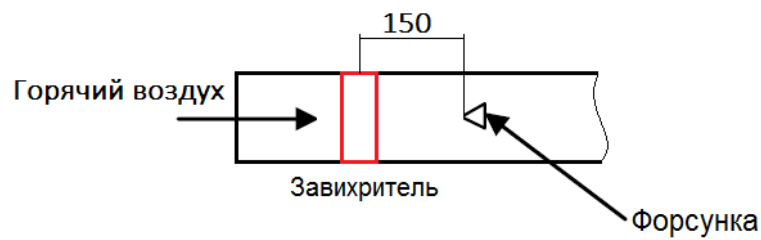


Рис. 8. Местоположение завихрителей

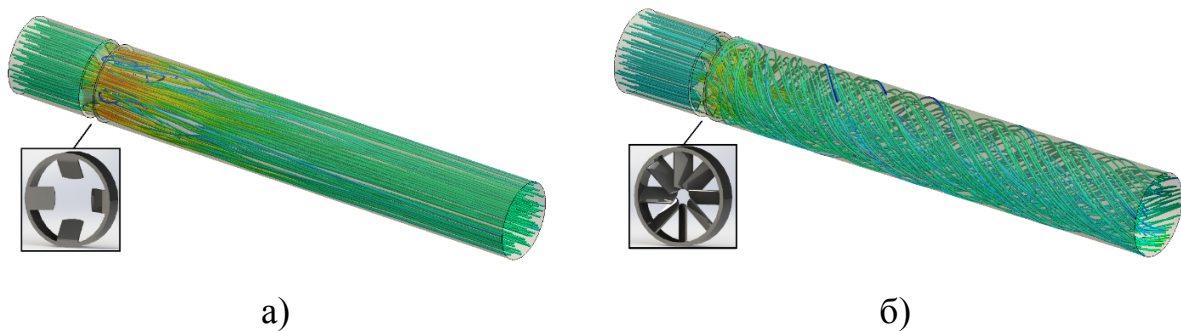


Рис. 9. Структура основного потока с установленными завихрителями

Оценка эффективности применения статических завихрителей осуществлялась по результатам расчета степени распада (32) раствора мочевины в трех отмеченных плоскостях (А, В, С на рис. 3) исследуемой области (рис. 10).

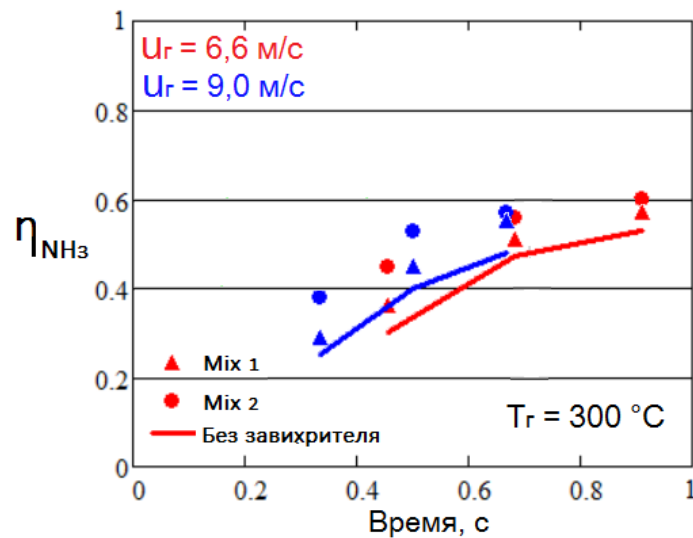


Рис. 10. Степень распада мочевины с применением и в отсутствии завихрителей

Полученные результаты численного моделирования (рис. 10) демонстрируют увеличение степени распада мочевины в случае применения статических завихрителей. Как уже отмечалось ранее, это обусловлено интенсификацией процессов вторичного распада и испарения капель посредством турбулентных вихрей основного потока. Ввиду малых скоростей поступающего воздуха, а соответственно и турбулизации потока, отмечается относительно небольшое приращение степени распада. Завихритель Mix 2, осуществляя закрутку основного потока, увеличивает длину пробега капли в исследуемой области. В результате, увеличивается время, доступное для процессов испарения и термического разложения. Завихритель Mix 1, создавая ощутимые изменения структуры потока лишь в непосредственной близости от себя, демонстрирует меньшие изменения в величине степени распада.

В результате сравнительного анализа полученных данных (рис. 10) можно сделать следующие выводы:

- Применение статических завихрителей позволяет снизить требуемую длину участка для преобразования впрыскиваемой мочевины в аммиак.
- Осуществление закрутки основного потока обеспечивает больше времени для процессов испарения и термического разложения мочевины.

Литература

- [1] Nova I.; Tronconi E. Urea-SCR Technology for deNO_x After Treatment of Diesel Exhausts. New York, NY : Springer, 2014. 716 p.
- [2] ANSYS Fluent Theory Guide URL: https://support.ansys.com/AnsysCustomerPortal/en_us/Knowledge+Resources/Online+Documentation/Current+Release (дата обращения 15 января 2017).
- [3] Кавтарадзе Р.З. *Теория поршневых двигателей. Специальные главы.*- М.: Изд-во МГТУ им. Баумана, 2008.- 720 с.
- [4] Reitz R.D. Mechanisms of Atomization Processes in High-Pressure Vaporizing Sprays // *Atomization and Spray Technology*. 1987. Vol. 3. P. 309–337.
- [5] A. B. Liu, D. Mather, and R. D. Reitz. "Modeling the Effects of Drop Drag and Breakup on Fuel Sprays". SAE Technical Paper 930072. SAE. 1993.
- [6] M. Koebel, M. Elsener, and M. Kleemann. Urea-SCR: a promising technique to reduce NO_x emissions from automotive diesel engines. *Catalysis Today.*, 59:335–345, 2000.
- [7] Ranz W.E., Marshall W.R. Evaporation from Drops, Part I // *Chem. Eng. Prog.* 1952. № 48(3). Pp. 141-146.
- [8] Ebrahimian V, Nicolle A, Habchi C (2012) Detailed modeling of the evaporation and thermal decomposition of urea-water solution in SCR systems. *AIChE J* 58:1998–2009.
- [9] Sazhin S.S. Advanced Models of Fuel Droplet Heating and Evaporation // *Progress in Energy and Combustion Science*. Elsevier Science. 2006. № 32. Pp. 162-214.
- [10] E.M. Sparrow and J.L. Gregg. The variable fluidproperty problem in free convection. *Trans. ASME* 80, 1958.

[11] Rota R., Antos D., Zanoelo E.F. and Morbidelly M., Experimental and modeling analysis of the NO_xOUT process, *Chem.Engr.Sci.*, 57, pp.27-38, 2002.

[12] Yim SD, Kim SJ, Baik JH, Nam I, Mok YS, Lee JH, Cho B, Oh SH. Decomposition of urea into NH₃ for the SCR process. *Ind Eng Chem Res.* 2004;43:4856–4863.

[13] Schaber OM, Colson J, Higgins S, Thielen D, Anspach B, Brauer J. Thermal decomposition (pyrolysis) of urea in an open reaction vessel. *Thermo-chim Acta.* 2004;424:131–14.

[14] Birkhold F., Meingast U., Wasserman P., Deutschmann O. Modeling and simulation of the injection of urea-water-solution for automotive SCR DeNO_x systems. *Applied Catalysis B:Environmental*, 70 (2007) 119 – 127.

[15] J.Y. Kim, S.H. Ryu, J.S. Ha, Numerical prediction on the characteristics of spray-induced mixing and thermal decomposition of urea solution in SCR system, in: *Proc. 2004 Fall Technical Conference of the ASME Internal Combustion Engine Division*, Long Beach, California USA, 2004.

[16] Park, T., Sung, Y., Kim, T., Lee, I., Choi, G. and Kim, D., 2014. Effect of static mixer geometry on flow mixing and pressure drop in marine SCR applications. *International Journal of Naval Architecture and Ocean Engineering*, 6(1), pp.27-38.

[17] Regner, M., Östergren, K. and Trägårdh, C., 2006. Effect of geometry and flow rate on secondary flow and the mixing process in static mixers-A numerical study. *Chemical Engineering Science*, 61(18), pp.6133-6141.

[18] Thakur, R.K., Vial, C., Nigam, K.D.P., Nauman, E.B. and Djelveh, G., 2003. Static mixers in the process industries—a review. *Chemical Engineering Research and Design*, 81(7), pp.787-826.

[19] Zhang, X. and Romzek, M. 2007. 3-D numerical study of flow mixing in front of SCR for different injection systems, *SAE Technical Paper*, 2007-01-1578. Pennsylvania: 4 SAE International.