Improving the Efficiency of the Ammonia–Hydrogen Power Plant for an Autonomous Refrigerated Railway Car

Kim K.K., Monastyrsky D.Ya.
Emperor Alexander I St. Petersburg State Transport University
Saint Petersburg, Russian Federation

Abstract. The objective of the study was to determine the feasibility of improving the energy efficiency and environmental performance of autonomous refrigerated transport by replacing the conventional diesel–generator set with an ammonia–hydrogen power plant. The relevance of the work is conditioned by the need to decarbonize and improve the reliability of autonomous refrigerated transport while ensuring the quality preservation of perishable products by partially or completely replacing air (oxygen) in the cargo compartment of the car with an inert gas (nitrogen). The use of liquid ammonia as a chemical carrier of hydrogen within the rolling stock was substantiated, and a coupled model was described for the joint operation of a catalytic cracking reactor, a hydrogen internal combustion engine with an electric generator, a heat-recovery system, and a nitrogen utilization unit. The material and heat balances of the power plant were compiled, and its operating and mass-and-size limits of applicability were determined. The conditions for thermal autonomy of the catalytic ammonia decomposition process via exhaust gas heat recovery and the afterburning of residual combustible components were established, ensuring a significant reduction of the required on-board ammonia reserve compared with the non-recovery scheme. The material balance regularities of ammonia dissociation were determined, substantiating the complete in-system utilization of the associated nitrogen flow. The obtained results confirm the possibility of replacing the diesel–generator set with an ammonia–hydrogen power plant without reducing the useful carrying capacity of the car at an operational cargo density of 0.3–0.4 t/m^3.
Keywords: hydrogen, ammonia, decarbonization, catalytic cracking, autonomous refrigerated railcar, ammonia-hydrogen power unit.

DOI: https://doi.org/10.52254/1857-0070.2026.4-72.12
UDC: 629.463.12: 536.7

Îmbunătățirea eficienței centralei energetice pe bază de amoniac și hidrogen pentru un vagon frigorific feroviar autonom

Kim K.K., Monastyrsky D.Ya.
Universitatea de Stat de Transporturi din Sankt Petersburg „Împăratul Alexandru I”, Sankt Petersburg, Federația Rusă

Rezumat. Obiectivul studiului a constat în evaluarea fezabilității îmbunătățirii eficienței energetice și a performanței de mediu a transportului frigorific autonom prin înlocuirea grupului electrogen diesel convențional cu o instalație energetică bazată pe amoniac și hidrogen. Relevanța studiului este determinată de necesitatea decarbonizării și a creșterii fiabilității transportului frigorific autonom, precum și de asigurarea conservării calității produselor perisabile prin înlocuirea parțială sau totală a aerului din compartimentul de marfă al vehiculului, în special a oxigenului, cu azot, utilizat ca gaz inert. A fost fundamentată utilizarea amoniacului lichid ca purtător chimic de hidrogen la bordul vehiculului și a fost elaborat un model cuplat al funcționării integrate a unui reactor de cracare catalitică a amoniacului, a unui motor cu ardere internă alimentat cu hidrogen și cuplat la un generator electric, a unui sistem de recuperare a căldurii și a unei unități de utilizare a azotului. Au fost elaborate bilanțurile de materiale și de căldură ale instalației energetice și au fost stabilite limitele de aplicabilitate ale acesteia în funcție de regimul de funcționare, precum și de dimensiunile și masa echipamentelor. Au fost determinate condițiile necesare pentru asigurarea autonomiei termice a procesului de descompunere catalitică a amoniacului prin recuperarea căldurii din gazele de eșapament și postarderea componentelor combustibile reziduale. Această soluție permite reducerea semnificativă a cantității de amoniac care trebuie transportată la bord, comparativ cu o configurație fără recuperarea căldurii. Au fost analizate particularitățile bilanțului de materiale aferent procesului de disociere a amoniacului, fiind demonstrată posibilitatea valorificării integrale, în cadrul sistemului, a fluxului de azot rezultat. Utilizarea unei jumătăți din cantitatea de azot separată pentru diluarea amestecului combustibil introdus în motorul alimentat cu hidrogen reduce fracția volumică de hidrogen din amestec și asigură diluarea termodinamică a încărcăturii din cilindri, contribuind la atenuarea fenomenului de detonație.
Cuvinte-cheie: hidrogen, amoniac, decarbonizare, cracare catalitică, vagon frigorific autonom, centrală energetică pe bază de amoniac și hidrogen.

©Ким К. К., Монастырский Д. Я.

Повышение эффективности аммиачно-водородной энергетической установки для автономного рефрижераторного вагона

Ким К. К., Монастырский Д. Я.
Петербургский государственный университет путей сообщения Императора Александра I
Санкт-Петербург, Российская Федерация

Аннотация. Целью исследования являлось выяснение возможности повышения энергетической эффективности и улучшения экологичности эксплуатации автономного рефрижераторного транспорта путем замены традиционного дизель-генераторного агрегата на аммиачно-водородную энергетическую установку. Актуальность обусловлена необходимостью декарбонизации и повышения надежности автономного рефрижераторного транспорта при обеспечении качественной сохранности скоропортящейся продукции за счет частичной или полной замены воздуха (кислорода) в грузовом помещении вагона инертным газом (азотом). В статье обосновано использование жидкого аммиака в качестве химического носителя водорода в рамках подвижного состава; описывается сопряженная модель совместной работы реактора каталитического крекинга, водородного двигателя внутреннего сгорания с электрогенератором, системой рекуперации теплоты и узлом утилизации азота. Составлены материальный и тепловой балансы аммиачно-водородной энергетической установки; определены эксплуатационные, массогабаритные границы применимости данной энергетической установки. В результате проведенных исследований выяснены условия тепловой автономности процесса каталитического разложения аммиака за счет рекуперации теплоты отработавших газов и дожигания остаточных горючих компонентов, обеспечивающие снижение потребного бортового запаса аммиака по сравнению с безрекуперативной схемой. Определены закономерности материального баланса диссоциации аммиака, позволившие научно обосновать полную внутрисистемную утилизацию попутного азотного потока. Установлено, что использование половины отделенного азота в водородном двигателе позволяет снизить долю водорода в топливной смеси, что обеспечивает эффективное термодинамическое балластирование заряда топливной смеси, поступающей в цилиндры двигателя, и значительно уменьшает его детонацию. Технологический остаток азота за рейс может быть использован для заполнения грузового объема вагона с кратностью продувок, зависящей от целевой концентрации кислорода. Значимость полученных результатов заключается в подтверждении возможности замены дизель-генераторного агрегата аммиачно-водородной энергоустановкой без уменьшения полезной грузоподъемности вагона при эксплуатационной плотности груза 0.3–0.4 т/м^3.

Ключевые слова: водород, аммиак, декарбонизация, каталитический крекинг, автономный рефрижераторный вагон, аммиачно-водородная энергетическая установка.

ВВЕДЕНИЕ

Традиционно источником электрической энергии в автономных рефрижераторных вагонах (АРВ) является дизель-генераторный агрегат (ДГА), установленный в машинном отделении вагона.

Эксплуатация ДГА зависит от стабильности поставок дизельного топлива и своевременного обслуживания агрегата на пунктах экипировки по пути следования АРВ. Замена дизельного топлива на альтернативное топливо позволяет снизить эту зависимость.

Благодаря своим теплофизическим характеристикам, в качестве альтернативного топлива может рассматриваться водород [1–3]. Так как его рабочая низшая теплота сгорания примерно в 3 раза выше, чем у дизельного топлива, можно уменьшить массу топливного запаса при одинаковой выработке электрической энергии. Сжигание водородного топлива не связано с образованием диоксида углерода и твердых углеродсодержащих частиц. Это обусловливает привлекательность водородного топлива как источника энергии на подвижном составе и в автономном оборудовании, работающем в тоннелях, депо, шахтах и других рабочих зонах с ограниченной вентиляцией [2, 4–7].

Однако, низкая плотность водорода приводит к увеличению необходимого объема системы его хранения. Хранение водорода в сжатом или жидком состоянии требует бака, объем которого значительно превышает объем энергетически эквивалентного запаса дизельного топлива [1–4, 8]. В случае АРВ объем системы хранения ограничен габаритом вагона и необходимостью сохранить полезный объем грузового помещения, а увеличение массы бака и вспомогательного оборудования отрицательно влияет на грузоподъемность вагона.

КПД водородного двигателя внутреннего сгорания (ДВС) зависит от его конструкции, состава водородного топлива, способа смесеобразования, степени сжатия и нагрузки [9–13]. Водородные ДВС отличаются высоким КПД, что является их основным

преимуществом помимо углеродно-нейтральных выбросов. Известно, что на испытаниях одноцилиндрового двигателя со степенью сжатия 14 при частоте вращения 2000–3000 об/мин был достигнут индикаторный КПД, равный 0.47 [14].

Чтобы обойти ряд известных ограничений, накладываемых на применение чистого водорода, было предложено использовать водородосодержащее вещество – аммиак (NH_3) [15–17]. Массовая доля водорода в NH_3 составляет 17.8 %, а его хранение в жидком состоянии не требует использования криогенных температур. По сравнению с чистым водородом в жидком или сжатом виде, использование аммиака позволяет сократить необходимый объем запаса топлива для АРВ.

Для жидкого аммиака рабочая низшая теплота сгорания на единицу объема составляет 35.2 % соответствующего значения для дизельного топлива [8, 18]. Этот показатель заметно ниже, чем у более распространенного в качестве криогенного топлива сжиженного метана (СПГ), однако аммиак проще и безопаснее при хранении и эксплуатации.

Основное преимущество аммиака перед другим потенциальным носителем водорода, метанолом, это полное отсутствие углерода в молекуле и возможность применения крекинга вместо риформинга для получения водорода. В случае с крекингом аммиака, реакция происходит в один этап без смешивания с дополнительными веществами, продукт не требует очистки от токсичных веществ, вследствие чего крекинг аммиака энергетически более эффективен.

Из-за того, что каталитический крекинг аммиака требует подвода теплоты, в универсальный состав системы для крекинга входят испаритель, подогреватель, реактор с катализатором и устройство разделения продуктов реакции [19].

В реакторе с разделяющей мембраной одновременно протекают разложение аммиака и отделение водорода [20, 21]. Научные основы горения аммиака и опыт создания аммиачных энергетических установок изложены в работах [22, 23], а возможности работы поршневых двигателей на аммиаке и его смесях с водородом посвящены работы [24, 25].

Вопросы рекуперации теплоты выхлопа транспортных установок и дожигания остаточных газов рассмотрены в работах [26, 27]. Однако, нюансов, связанных с эксплуатацией аммиачных энергетических установок на подвижном составе, перечисленные исследования не касались. Вот почему попутный азот, составляющий по стехиометрии реакции свыше 82 % массы исходного аммиака, традиционно рассматривался лишь как сбросной балласт или опасный для окружающей среды загрязнитель, а для компенсации эндотермического дефицита теплоты предполагалось использование сторонних источников энергии.

Применительно к АРВ комплексное сопряжение материальных потоков диссоциации аммиака (водорода и азота) и тепловых потоков установки в рамках единой бортовой системы до настоящего времени не рассматривалось.

Одна из основных проблем в этом вопросе, требующих своего разрешения, заключается в системном термодинамическом и материальном противоречии: с одной стороны, глубоко эндотермическая реакция каталитического крекинга аммиака (удельная теплота реакции 2.72 МДж/кг) не обеспечивает термической автономной работы реактора только за счет рекуперации теплоты отработавших газов водородного ДВС, потребляющего бедные смеси (коэффициент избытка воздуха равен 1.9), и требует увязки с контуром дожигания остаточных горючих компонентов.

С другой стороны, образующийся в реакторе поток азота требует рационального материального распределения между внутрицикловым балластированием горючей смеси ДВС для снижения термической напряженности и технологическими потребностями хладотранспорта по инертизации грузового помещения вагона.

Разрешение указанного противоречия будет напрямую влиять на повышение эффективности аммиачно-водородной энергетической установки автономного рефрижераторного вагона.

Целью исследований, описанных в данной работе, являлось повышение эффективности аммиачно-водородной энергетической установки автономного рефрижераторного вагона за счет рациональной организации внутрисистемной рекуперации теплоты и утилизации полученного азота в рабочем цикле ДВС и технологических системах АРВ.

МЕТОДЫ И РЕЗУЛЬТАТЫ

Схема и работа установки

На рис. 1 приведена схема разработанной установки, в состав которой входят система хранения и подачи аммиака, мембранный реактор каталитического крекинга, водородный ДВС с электрическим генератором, накопитель электрической энергии, дожигатель, рекуператор и система очистки газов (SCR).

Работа установки происходит следующим образом. Жидкий аммиак подается в испаритель и подогреватель, далее подготовленный газ направляется в мембранный реактор [19, 21]; извлеченный водород используется в качестве топлива ДВС, а не извлеченные мембраной водород и часть непрореагировавшего аммиака сжигаются в дожигателе. Теплота продуктов сгорания ДВС и дожигателя передается аммиаку через теплообменные поверхности рекуператора, а отделенный азот используется в ДВС и для азотной продувки технологических систем АРВ [28].

При оценке замены ДГА учтены ограничения, связанные с характером эксплуатации АРВ [29]. В расчетах использовались значения параметров и размеры серийного АРВ модели 16-5213, исходные данные и допущения приведены в таблице 1.

Методика расчета

Методика оценки эффективности замены дизельного топлива водородным выполнялась в несколько этапов.

Этап 1. Определяется коэффициент замещения топлива по массе (K_s), который находился из условия равенства полезной электрической энергии, получаемой из исходного запаса дизельного топлива и расчетного расхода водорода:

$$K_s = \frac{Q_{LHV,H}\eta_{AHPP}}{Q_{LHV,d}\eta_{DGS}},$$

где $Q_{LHV,H}$ – рабочая низшая теплота сгорания водорода, МДж/кг; $Q_{LHV,d}$ – рабочая низшая теплота сгорания дизельного топлива, МДж/кг; η_{AHPP} – КПД аммиачно-водородной энергетической установки по полезной электрической мощности; η_{DGS} – КПД ДГА по полезной электрической мощности.

Этап 2. Рассчитывается общий КПД установки по формуле:

$$\eta_{AHPP} = \eta_i\eta_m\eta_g \frac{P_{el}}{P_{el} + P_{aux}}, \quad (1)$$

где η_i – индикаторный КПД водородного ДВС; η_m – механический КПД водородного ДВС; η_g – КПД генератора; P_{el} – полезная электрическая мощность, отпускаемая системам АРВ, кВт; P_{aux} – мощность собственных нужд установки, кВт.

Этап 3. Составляются материальные и тепловые балансы для установившегося режима работы установки. При этом не учитывались накопления вещества и энергии в узлах установки.

Этап 4. Находится расход водорода по полезной электрической мощности и мощности собственных нужд.

Этап 5. Рассчитываются расход аммиака и тепловая мощность реакторного узла с учетом степени конверсии, извлечения водорода и рекуперации теплоты.

Этап 6. Оценивается влияние затрат на собственные нужды установки, теплопотерь реакторного узла и минимального температурного напора на степень конверсии аммиака при соблюдении теплового баланса.

Исходные данные приведены в таблице 1.

Продолжительность расчетного периода устанавливается по энергии исходного дизельного запаса и полезной электрической мощности.

В выбранном диапазоне плотности укладки груза дается оценка влияния массы узлов аммиачно-водородной энергетической установки АРВ на его эксплуатационные характеристики.

Получение водорода из аммиака

Функционирование **аммиачно-водородной энергетической установки предполагает потребление** аммиака и продуктов его разложения ($2NH_3 \rightarrow N_2 + 3H_2$), поэтому их расход подлежит определению.

Массовые расходы водорода, подаваемого в ДВС (G_H, кг/ч), аммиака на входе в реактор (G_A, кг/ч) и извлеченного азота (G_N, кг/ч) можно найти, используя соответствующие выражения:

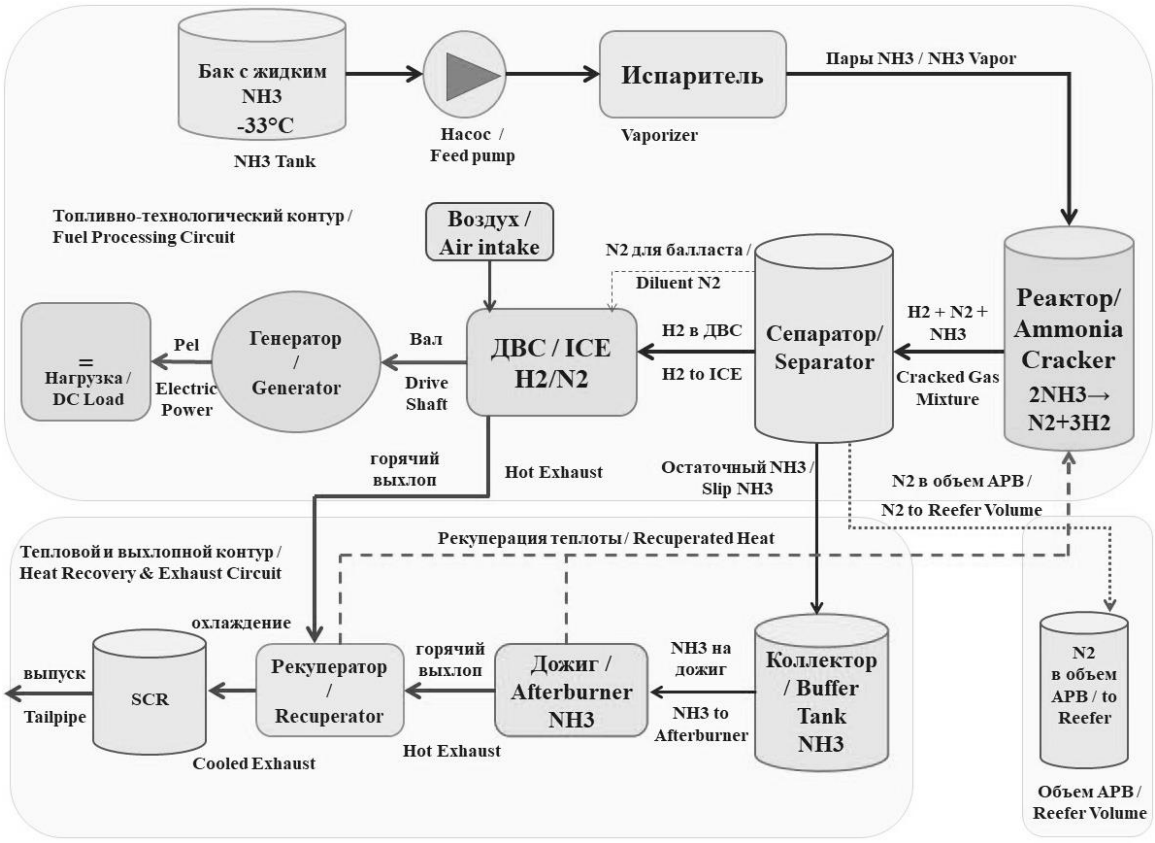


Рис. 1. Принципиальная схема аммиачно-водородной энергетической установки АРВ.
Fig. 1. Schematic of the ammonia – hydrogen power plant of an autonomous refrigerated railway car.

$$G_H = \frac{3.6(P_{el} + P_{aux})}{Q_{LHV,H}\eta_i\eta_m\eta_g}; \quad (2)$$

$$G_A = \frac{G_H}{\chi_k k_{H/A}\eta_{rec,H}}; \; G_N = \chi_k G_N k_{N/A}\eta_{rec,N}. \quad (3)$$

При условии неизменности генерируемой электрической мощности уменьшить расход аммиака на входе в реактор можно повышением степени конверсии.

Рекуперация теплоты продуктов сгорания

Подвод теплоты к реакторному узлу реализуется посредством рекуперации теплоты продуктов сгорания и дожигания остаточных горючих компонентов. Система рекуперации показана на рис. 2. Требуемая тепловая мощность реакторного узла (Q_{req}, кВт) определяется по формуле:

$$Q_{req} = \frac{G_A(\chi_k q_{cr} + h_{pre})}{3.6}. \quad (4)$$

В то время как располагаемая для рекуперации тепловая мощность продуктов сгорания, (Q_{exh}, кВт) и тепловая мощность, передаваемая аммиаку в рекуператоре (Q_{rec}, кВт) могут быть найдены по выражениям:

$$Q_{exh} = \frac{P_{el} + P_{aux}}{\eta_i\eta_m\eta_g}(1 - \eta_i\eta_m)k_{exh}; \quad Q_{rec} = Q_{exh}\eta_{rec}, \quad (5)$$

где k_{exh} – доля неиспользованной теплоты, отводимая с продуктами сгорания.

Дефицит теплоты компенсируется сжиганием в дожигателе водорода, не извлеченного мембраной, и непрореагировавшего аммиака. При этом должно быть выполнено следующее условие:

$$Q_{rec} + Q_{ab} \geq Q_{req}, \quad (6)$$

где Q_{ab} – тепловая мощность, передаваемая аммиаку за счет дожигания остаточных горючих компонентов, кВт, и определяемая следующим образом

$$Q_{ab} = \frac{G_{H,res}Q_{LHV,H}\eta_{ab,H} + G_{A,ab}Q_{LHV,A}\eta_{ab,A}}{3.6} \quad (7)$$

где $G_{H,res}$ – массовый расход водорода, не извлеченного мембраной, кг/ч; $G_{A,ab}$ – массовый расход аммиака, сжигаемого в дожигателе, кг/ч; $\eta_{ab,H}$ – коэффициент использования водорода в дожигателе; $\eta_{ab,A}$ – коэффициент использования теплоты аммиака в дожигателе.

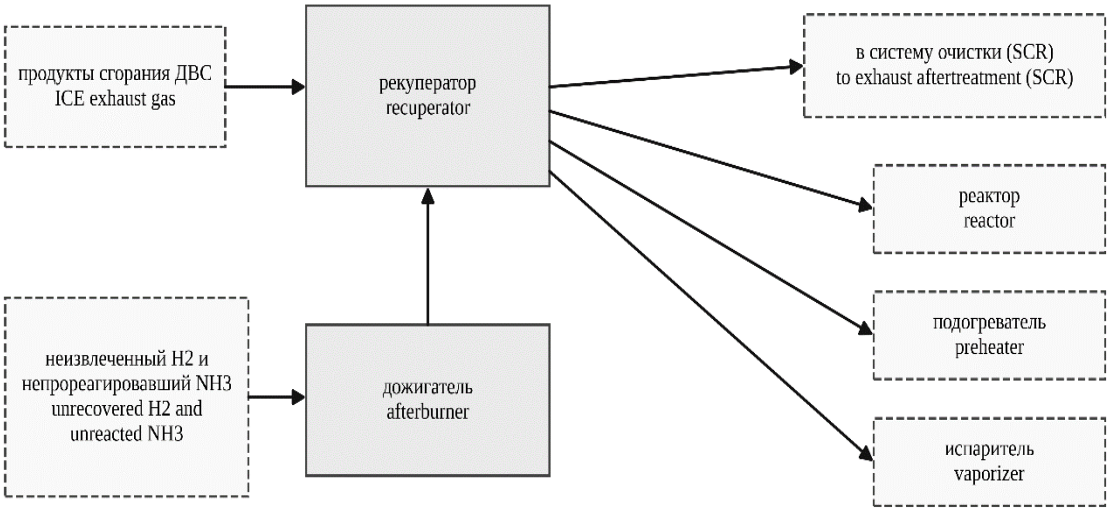


Рис. 2. Функциональная схема системы рекуперации теплоты.
Fig. 2. Functional diagram of the heat recovery system.

Для определения расхода водорода, не извлеченного мембраной, можно воспользоваться формулой

$$G_{H,res} = (1-\eta_{rec,H}) \cdot \chi_k \cdot G_A \cdot k_{H/A}.$$

Для осуществления передачи теплоты от продуктов сгорания к аммиаку при заданном минимальном температурном напоре необходимо выполнение следующего условия

$$T_{exh} + \frac{Q_{ab} - Q_{cr}}{C_{exh}} \geq T_{cr} + \Delta T_{min}, \qquad (8)$$

где T_{exh} – температура продуктов сгорания перед реакторным теплообменником, °С ($T_{exh} = T_0 + Q_{exh} / C_{exh}$); T_0 – температура отсчета, °С; C_{exh} – теплоемкость потока продуктов сгорания, кВт/К; Q_{cr} – тепловая мощность, необходимая для каталитического разложения аммиака, кВт; T_{cr} – температура каталитического крекинга, °С; ΔT_{min} – минимальный температурный напор между продуктами сгорания и аммиаком, К.

Теплоемкость C_{exh} определяется по массовому расходу воздуха, водорода и азота через ДВС и средней удельной изобарной теплоемкости продуктов сгорания. Связь тепловых мощностей узлов и конверсии аммиака приведена на рис. 3.

Точка пересечения кривых 3 и 4 на рис. 3 соответствует равенству требуемой и располагаемой тепловой мощности реактора. В связи с этим необходимость во внешнем источнике теплоты для подогрева реактора в установившемся режиме отпадает. Влияние характера теплообмена в реакторном узле на конверсию аммиака при выполнении теплового баланса показано в таблице 2.

Повышение доли рекуперации позволяет не только увеличить степень конверсии аммиака, но и уменьшить расход остаточного аммиака на дожиг. Однако неизбежные теплопотери реакторного узла ограничивают максимально достижимую степень конверсии.

Использование азота

Азот, образующийся при каталитическом крекинге аммиака, предлагается использовать для разбавления горючей смеси в ДВС (в основном для снижения токсичности выхлопных газов и предотвращения детонации), продувки топливной аппаратуры и инертизации грузового помещения.

Подача азота в горючую смесь приводит к возможности уменьшить объемную долю водорода во впускном заряде (x_H, %), которая оценивается следующим выражением:

$$x_H = \frac{100}{1 + 2.38\alpha + \frac{\beta_{eng}}{3}\frac{\eta_{rec,N}}{\eta_{rec,H}}}, \qquad (9)$$

где 2.38 – теоретическое количество воздуха для сгорания 1 кмоль водорода при объемной доле кислорода 0.21, кмоль воздуха/кмоль водорода.

При коэффициенте избытка воздуха 1.8–2.0 и подаче половины отделенного азота в ДВС обеспечивается снижение объемной доли водорода во впускном заряде, необходимое для подавления детонации.

Массовый расход азота для технологических потребителей ($G_{N,sup}$, кг/ч) и объем азота для одной продувки грузового

помещения ($V_{N,pur}$, м^3) определяются следующими соотношениями:

$$G_{N,sup} = (1-\beta_{eng})G_N; \quad V_{N,pur} = V_{cargo} \ln \frac{x_{O2,0}}{x_{O2,f}}, \quad (10)$$

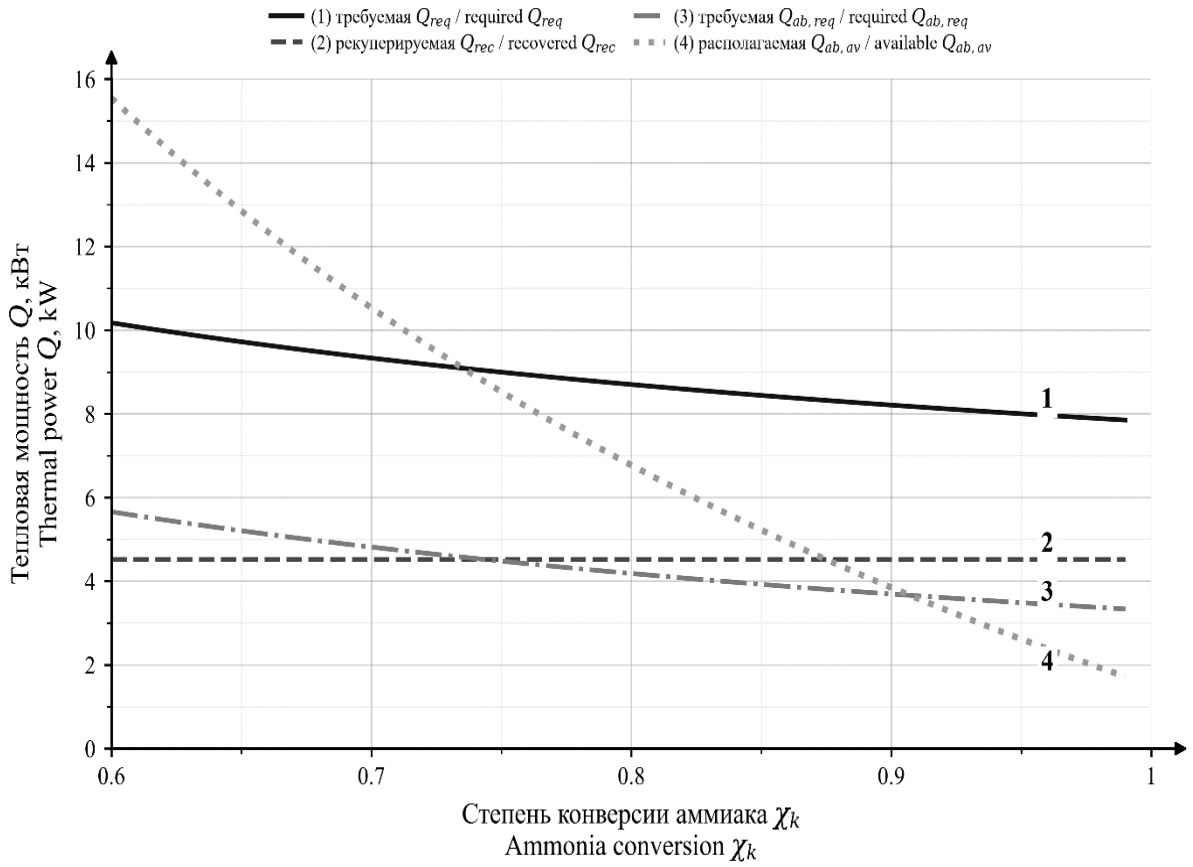


Рис. 3. Требуемая и располагаемая тепловая мощность реакторного узла.
Fig. 3. Required and available thermal power of the reactor unit.

где V_{cargo} – объем грузового помещения, м^3; $x_{O2,0}$ – начальная объемная доля кислорода, 20.9 %; $x_{O2,f}$ – заданная объемная доля кислорода после продувки.

Масса азота, подаваемого технологическим потребителям, будет равна примерно половине отделенного азота, отведенного для ДВС.

Результаты расчета расхода азота, требуемого для инертизации грузового помещения, полученные с использованием модели полного перемешивания, представлены в таблице 3. Таким образом, внутрисистемное распределение и использование азота, который в обычной практике является сбросным балластом, обеспечивает одновременное решение двух задач: термодинамическое балластирование горючей смеси двигателя, снижающее склонность к детонации при работе на бедных смесях, и автономную инертизацию грузового помещения, исключающую окислительную порчу скоропортящейся продукции.

Топливный запас и грузоподъемность

По расходам топлива, характерным для рабочего режима, можно определить его необходимый бортовой запас. В свете сказанного было выполнено сравнение запасов дизельного топлива, жидкого водорода и аммиака при условии одинаковой выработке полезной электрической энергии с принятым коэффициентом запаса альтернативного топлива.

Массы запасаемых дизельного топлива, жидкого водорода и аммиака находились по формулам:

$$m_d = \rho_d V_d$$
$$m_H = \frac{m_d k_{res}}{K_s}; V_H = \frac{m_H}{\rho_{l,H}}; m_A = \frac{m_H}{\chi_k k_{H/A} \eta_{rec,H}}; \quad (11)$$
$$V_A = \frac{m_A}{\rho_{l,A}},$$

где m_H – масса запаса жидкого водорода, кг; V_H – объем запаса жидкого водорода, м^3; m_d – масса замещаемого дизельного топлива,

кг; m_A – масса запаса жидкого аммиака, кг; V_A – объем запаса жидкого аммиака, м^3; k_{res} – коэффициент расчетного запаса альтернативного топлива.

Из (11) можно видеть, что снижение расхода аммиака, обусловленное повышением степени конверсии, позволяет уменьшить массу и объем его бортового запаса.

Масса замещающего оборудования, при которой масса нового топливно-энергетического блока ($M_{eq,allow}$, кг), входящего в состав замещающего оборудования, равна массе исходного, определена по формуле:

$$M_{eq,allow} = M_{DGS} + m_d - m_{sub}, \quad (12)$$

где m_{sub} – масса замещающего топливного запаса, кг. В случае получения отрицательного значения $M_{eq,allow}$ это означает, что один только запас альтернативного топлива тяжелее исходного блока.

К основным технико-экономическим характеристикам подвижного состава относят технический коэффициент тары (k_t) и среднюю статическую нагрузку на колесную пару (q_a, тс), которые для предлагаемого АРВ при паспортной грузоподъемности можно определить следующим образом [29]:

$$k_t = \frac{m_{tare}}{m_{cargo}}; q_a = \frac{m_{tare} + m_{cargo}}{n_a}, \quad (13)$$

где m_{tare} – масса тары вагона, т; m_{cargo} – грузоподъемность вагона; n_a – число колесных пар вагона.

Рассматриваемый в работе АРВ характеризуется меньшим техническим коэффициентом тары, а средняя статическая нагрузка не превышает допустимую, если сравнивать полученные данные с данными современных моделей АРВ.

Замена ДГА приводит к изменению массы топливно-энергетического блока (Δm_b, кг), а, следовательно, и средней нагрузки на колесную пару (Δq_a, тс). Эти изменения можно найти, используя формулы:

$$\Delta m_b = m_A + M_{eq} - m_d - M_{DGS}; \Delta q_a = \frac{\Delta m_b}{1000 n_a}, \quad (14)$$

где M_{eq} – фактическая суммарная масса замещающего оборудования, кг; m_d – масса исходного запаса дизельного топлива, кг.

Замена ДГА на более габаритную аммиачно-водородную аппаратуру, устанавливаемую во внутреннем пространстве вагона, приводит к уменьшению грузового отделения, и в конечном счете, уменьшает фактическую массу перевозимого груза, что учитывается с помощью коэффициента использования грузоподъемности:

$$\lambda = \frac{m_{cargo,act}}{m_{cargo}}, \quad (15)$$

где $m_{cargo,act}$ – фактическая масса груза до замены ДГА, т.

Это уменьшение фактической массы груза ($\Delta m_{cargo,red}$, т),

$$\Delta m_{cargo,red} = \max\left(0; \frac{\Delta m_b}{1000} - \Delta m_{res}\right), \quad (16)$$

зависит от величины, которую можно назвать резервом полной массы вагона (Δm_{res}, т),

$$\Delta m_{res} = m_{\Sigma,allow} - m_{tare} - \lambda m_{cargo}, \quad (17)$$

где $m_{\Sigma,allow}$ – допустимая полная масса вагона, т.

Для количественной оценки уменьшения грузоподъемности принято равенство масс замещающего оборудования и исходного агрегата ($M_{eq} = M_{DGS}$).

При характерной эксплуатационной плотности укладки груза резерв полной массы исходного вагона превышает увеличение массы топлива и оборудования, а средняя статическая нагрузка на колесную пару не превышает допустимую.

Без рекуперации изменение массы блока оказывается больше, поэтому при полной загрузке требуется уменьшение массы груза. При меньших коэффициентах использования, когда кузов используется как тара для паллет или штучных грузов, уменьшение загрузки не требуется.

Можно констатировать, что использование аммиачно-водородной энергетической установки не приводит к ухудшению эксплуатационных характеристик АРВ.

Из таблицы 4 следует, что с помощью рекуперации можно уменьшить требуемый объем аммиачного запаса топлива АРВ с 5.37 до 4.60 м^3 (примерно на 14 %).

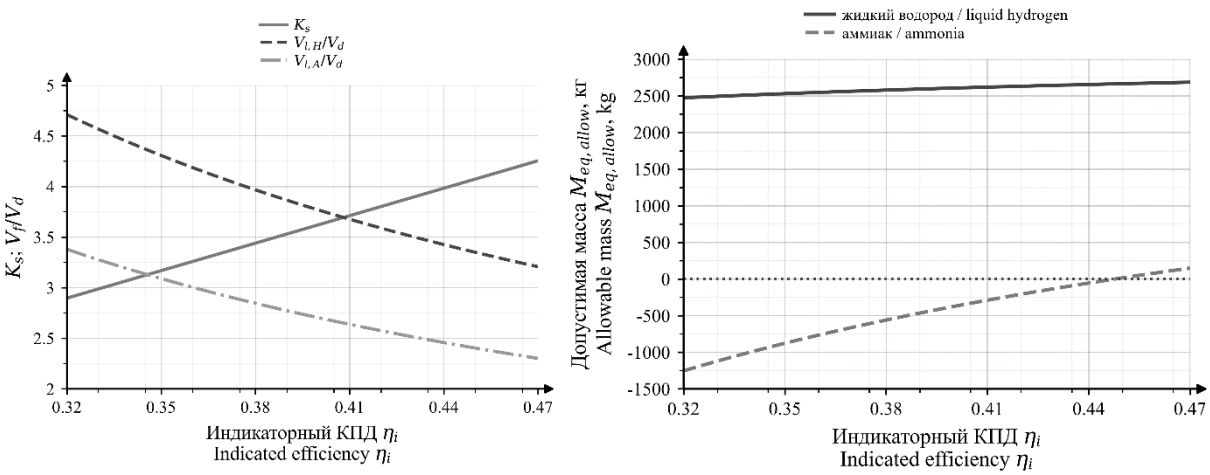


Рис. 4. Влияние индикаторного КПД водородного ДВС на коэффициент замещения дизельного топлива, отношения объемов запасов жидкого водорода и аммиака к объему дизельного топлива и допустимую массу оборудования.

Fig. 4. Effect of the indicated efficiency of the hydrogen internal combustion engine on the diesel fuel substitution coefficient, the ratios of liquid hydrogen and ammonia storage volumes to the diesel fuel volume, and the allowable equipment mass.

ПРИМЕР РЕАЛИЗАЦИИ

Результаты исследования раскрыты на примере современного серийного автономного рефрижераторного вагона модели 16-5213, рассматриваемого в качестве модельного объекта. Выявленные в работе закономерности носят общий характер и применимы ко всему классу автономных рефрижераторных вагонов при соответствующем пересчете исходных данных.

При индикаторном КПД водородного ДВС η_i=0.47 общий КПД установки согласно (1) составляет η_{AHPP}=0.378. В этом режиме при степени конверсии аммиака χ_k=0.90 для обеспечения расчетной подачи водорода в ДВС на уровне 0.955 кг/ч массовый расход аммиака на входе в реактор, определяемый по (2), составит 6.29 кг/ч. В результате реакции образуется 4.66 кг/ч азота, из которого согласно (3) после очистки доступно для утилизации 4.42 кг/ч.

Для выполнения условий теплового баланса (6) и (7) в дожигатель требуется направить 0.529 кг/ч непрореагировавшего аммиака, при этом 0.037 кг/ч вернется в систему подачи топлива, а 0.063 кг/ч поступит в узел доочистки продуктов реакции (SCR). Массовый расход не извлеченного мембраной остаточного водорода составит 0.050 кг/ч.

Благодаря высокой температуре газов после дожигателя ограничение (8) не лимитирует процесс вплоть до перепада в 60 K, поэтому равновесная степень конверсии определяется общим тепловым балансом (6).

В рабочем режиме при 12 кВт из требуемой по (8) мощности 8.21 кВт за счет рекуперации согласно (5) обеспечено 4.52 кВт, а за счет дожигания остаточных горючих компонентов по (7) – 3.69 кВт, условия (6) и (8) выполняются, поэтому необходимость во внешнем источнике теплоты для подогрева реактора в установившемся режиме отпадает (табл. 2).

При коэффициенте избытка воздуха 1.8–2.0 и подаче половины отделенного азота в ДВС объемная доля водорода (9) во впускном заряде составляет 16.9–18.4 %.

Массовый расход азота, подаваемого технологическим потребителям, согласно (10), равен половине всего отделенного потока азота и равен расходу азота, подаваемого в ДВС, что составляет 2.21 кг/ч (1.77 м^3/ч). За расчетный период в 414 часов запас азота составит 915 кг (732 м^3), что составляет от 4.1 до 17.5 продувок грузового помещения в зависимости от целевой концентрации кислорода (табл. 3).

Для рассматриваемого четырехосного вагона по (13) технический коэффициент тары АРВ составляет 0.745–0.815, а средняя статическая нагрузка при полной загрузке находится в диапазоне от 24.00 до 24.95 тс. Сопоставление полученного результата с нормативными данными на стандартный изотермический (рефрижераторный) вагон

показывает, что предлагаемый АРВ характеризуется меньшим k_t, относительно q_a.

При допустимой статической нагрузке 25 тс на каждую из четырех колесных пар допустимая полная масса составит 100 т.

Для количественной оценки влияния предлагаемых мер по замене оборудования было принято, что $M_{eq} = M_{DGS} = 1460$ кг. Тогда по (11) при массе дизельного топлива m_d = 1680 кг, с учетом запаса в 15 % водородный эквивалент составит 454.1 кг.

Для получения такого количества водорода необходим бортовой запас жидкого аммиака массой, равной m_A = 2991.4 кг при степени конверсии χ_k = 0.90, коэффициенте рекуперации $\eta_{rec} = 0.45$ и извлечении водорода $\eta_{rec,H}$ = 0.95. Для рассматриваемого случая изменение массы топливно-энергетического блока согласно (14) будет определяться величиной $\Delta m_b = 454.1/(0.90\times0.17756\times0.95) - 1680 = 1311.4$ кг.

При соблюдении условия равенства масс топливно-энергетических блоков масса нового блока составит по (12) $M_{eq,allow} = 1460 + 1680 - 2991.4 = 148.6$ кг. Тогда при полной загрузке и массе тары 44.8 т, резерв полной массы по (12) будет равен 0.2 т.

Согласно (16), фактическая масса перевозимого груза уменьшится на 1.1 т, до 53.89 т (на 2.0 %). Без использования резерва 0.2 т это снижение достигает 1.31 т (на 2.4 %).

При плотности укладки 0.3–0.4 т/м^3 и объеме грузового помещения 126 м^3 масса условного груза составит 37.8–50.4 т, а коэффициент использования грузоподъемности согласно (15) λ = 0.687–0.916. При массе тары 44.8 т резерв полной массы вагона будет равен 4.8–17.4 т.

При фактической суммарной массе замещающего оборудования в 1460 кг этот резерв превышает увеличение массы топливно-энергетического блока, а средняя статическая нагрузка на колесную пару с учетом (13) и (14) не превысит 25 тс. К примеру, при массе груза 50.4 т она составит 24.1 тс.

Без рекуперации (табл.4.) при той же массе замещающего оборудования изменение массы топливно-энергетического блока согласно (14) возрастет до 1813.2 кг.

Это приведет к тому, что при полной загрузке и массе тары 44.8 т согласно (16) и (17) требуется уменьшить массу груза на 1.6132 т.

Как следует из соотношений (15)–(17), уменьшать загрузку вагона не требуется в случае, если коэффициент использования грузоподъемности не превышает 0.971. Для варианта с рекуперацией данный порог повысится до 0.980.

Следует отметить, что на коэффициент замещения, объем топливного запаса и массу оборудования, рассчитываемые по (1), (11) и (12), оказывает влияние индикаторный КПД водородного ДВС (рис. 4).

Так, с его ростом коэффициент замещения и масса оборудования имеют тенденцию к увеличению (практически по линейному закону).

При этом, как и следовало ожидать, требуемые объемы водорода и аммиака монотонно уменьшаются.

Таблица 1 – Исходные данные для расчета.
Table 1 – Initial data for the calculation.

Обозначение	**Величина**	**Значение**	**Единица измерения**
V_{cargo}	объем грузового помещения	126	м^3
m_{cargo}	грузоподъемность АРВ	55,0	т
m_{tare}	масса тары АРВ	41,0–44,8	т
–	число колесных пар	4	–
$q_{a,allow}$	нагрузка на колесную пару	25,0	тс
M_{DGS}	масса дизель-генераторного агрегата	1460	кг
V_d	полезный объем бака дизельного топлива	2.00	м^3
ρ_d	плотность дизельного топлива	840	кг/м^3
P_{el}	полезная электрическая мощность	12.0	кВт
P_{aux}	мощность собственных нужд	0.8	кВт
k_{res}	коэффициент расчетного запаса альтернативного топлива	1.15	–

Обозначение	Величина	Значение	Единица измерения
$\rho_{l,H}$	плотность жидкого водорода	70.8	кг/м^3
$\rho_{l,A}$	плотность жидкого аммиака	650	кг/м^3
ρ_N	плотность азота при норм.усл.	1.25	кг/м^3
$Q_{LHV,d}$	рабочая низшая теплота сгорания дизельного топлива	40.9	МДж/кг
$Q_{LHV,H}$	рабочая низшая теплота сгорания водорода	120.0	МДж/кг
$Q_{LHV,A}$	рабочая низшая теплота сгорания аммиака	18.6	МДж/кг
η_{DGS}	КПД ДГА по полезной электрической мощности	0.26	–
η_i	индикаторный КПД водородного ДВС	0.32–0.47	–
η_m	механический КПД ДВС	0.93	–
η_g	КПД генератора	0.92	–
$\eta_{rec,H}$	степень извлечения водорода	0.95	–
$\eta_{rec,N}$	степень извлечения азота	0.95	–
$\eta_{rec,A}$	степень извлечения остаточного аммиака	0.90	–
$k_{H/A}$	массовый выход водорода из аммиака	0.17756	(кг H_2)/(кг NH_3)
$k_{N/A}$	массовый выход азота из аммиака	0.82244	(кг N_2)/(кг NH_3)
χ_k	степень конверсии аммиака	0.90	–
η_{rec}	коэффициент рекуперации теплоты продуктов сгорания	0.45	–
k_{exh}	доля неиспользованной теплоты, отводимая с продуктами сгорания	0.56	–
q_{cr}	удельная теплота каталитического крекинга аммиака	2.72	МДж/кг
h_{pre}	удельное изменение энтальпии аммиака при испарении и подогреве	2.25	МДж/кг
α	коэффициент избытка воздуха	1.90	–
β_{eng}	доля извлеченного азота, направляемая в ДВС	0.50	–
T_{cr}	температура каталитического крекинга	400	°C
ΔT_{min}	минимальный температурный напор	20	K
T_0	температура отсчета	25	°C
$L_{0,H}$	теоретически необходимое количество воздуха для сгорания водорода	34.3	(кг воздуха)/(кг водорода)
$c_{p,exh}$	средняя удельная изобарная теплоемкость продуктов сгорания	1.10	кДж/(кг·K)
$\eta_{ab,H}$	коэффициент использования теплоты водорода в дожигателе	0.90	–
$\eta_{ab,A}$	коэффициент использования теплоты аммиака в дожигателе	0.80	–
t_{calc}	продолжительность расчетного периода	414	ч
ρ_{st}	плотность укладки груза	0.3–0.4	т/м^3

Таблица 2 – Влияние рекуперации теплоты на тепловой баланс.
Table 2 – Effect of heat recovery on the heat balance.

Параметр	Значение	Степень конверсии аммиака	Расход аммиака на дожиг, кг/ч
коэффициент рекуперации	0.35	0.86	0.816
	0.45	0.90	0.529
	0.55	0.95	0.236
	0.65	0.97	0.152
теплопотери реакторного узла	2 %	0.89	0.579
	10 %	0.86	0.776
минимальный температурный напор	20 K	0.90	0.529
	60 K	0.90	0.529

Таблица 3 – Расход азота при инертизации грузового помещения.
Table 3 – Nitrogen consumption during inertization of the cargo compartment.

Конечная объемная доля кислорода, %	**Расход азота на одну продувку, м³**	**Эквивалентное число продувок за расчетный период**
15	41.8	17.5
10	92.9	7.9
5	180.2	4.1

Таблица 4 – Сравнение вариантов энергоснабжения АРВ.
Table 4 – Comparison of power supply options for an autonomous refrigerated railway car.

Вариант	**Масса топлива**	**Объем топлива**	m_f/m_d	V_f/V_d	$M_{eq,allow}$
–	кг	м³	–	–	кг
ДГА	1680	2.00	1.000	1.000	–
Жидкий водород	454.1	6.41	0.270	3.207	2686
NH_3 с рекуперацией	2991.4	4.60	1.781	2.301	149
NH_3 без рекуперации	3493.2	5.37	2.079	2.687	−353

ВЫВОДЫ И ЗАКЛЮЧЕНИЕ

В работе рассмотрен вопрос повышения эффективности аммиачно-водородной энергетической установки, предназначенной для замены дизель-генераторного агрегата автономного рефрижераторного вагона. Использование энергетически автономного реактора в такой установке позволяет реализовать процесс рекуперации теплоты продуктов сгорания и дожигания остаточных горючих компонентов (разбавленного азотом водорода), полученных в результате крекинга аммиака. Рекуперация позволяет уменьшить массу необходимого запаса аммиака на 14.4 % по сравнению с вариантом без рекуперации.

Однако, необходимый бортовой объем запаса аммиака с рекуперацией в 2.3 раза превышает объем дизельного запаса, но в 1.4 раза меньше объема энергетически эквивалентного запаса жидкого водорода.

Поэтому при равной массе аммиачно-водородного оборудования и ДГА, полной загрузке и массе тары 44.8 т допустимая масса груза составляет 53.89 т, что на 2.0 % ниже паспортной грузоподъемности. Несмотря на это, при плотности укладки груза 0.3–0.4 т/м³ и такой же массе энергетического оборудования (как и в варианте с ДГА) уменьшение загрузки не потребуется. Кроме того, рекуперация теплоты позволит увеличить массу энергетического оборудования на 502 кг при максимально возможной плотности загрузки грузового помещения АРВ.

В связи с особенностями получения топливного водорода, азот, образовавшийся в результате каталитического крекинга аммиака, предполагается использовать для разбавления горючей смеси, продувки аппаратуры и инертизации грузового помещения. При условии использования половины отделенного азота в ДВС, технологическим потребителям будет доступно 915 кг за расчетный период работы оборудования АРВ.

Использование аммиака как носителя водородного топлива, утилизация побочных продуктов разложения аммиака, а также рекуперация теплоты по сравнению с дизельным вариантом, обусловливают ряд преимуществ по сравнению с другими видами альтернативного топлива: меньшим в 1.4 раза объемом баков и отсутствием криогенных систем хранения по сравнению с чистым водородом, относительно простым процессом получения водорода и отсутствием углеродного следа по сравнению с метанолом и метаном, а также возможностью получения полезного при эксплуатации АРВ азота.

Рекуперация теплоты отработавших газов и дожигание остаточных горючих компонентов позволяют осуществлять эндотермический крекинг аммиака на борту автономного рефрижераторного вагона.

С помощью установленной взаимосвязи степени конверсии, теплового баланса узла рекуперации и распределения продуктов разложения можно обеспечить полную внутрисистемную утилизацию материальных

потоков: водорода как энергоносителя и азота как функционального газа, снижающего термическую напряженность рабочего процесса двигателя и обеспечивающего инертизацию грузового помещения вагона.

Литература (References)

[1] Kim K.K., Izvarin M.Yu. Perspektivy ispol'zovaniya vodorodnogo topliva na zheleznodorozhnom transporte [Prospects for the use of hydrogen fuel in railway transport]. Transport BRIKS – Transport of BRICS, 2025, vol. 4, iss. 2, art. 3. doi: 10.46684/2025.2.3. (In Russian).

[2] Kim K.K., Izvarin M.Yu. Prakticheskaya realizatsiya podvizhnogo sostava s vodorodnymi toplivnymi elementami [Practical implementation of rolling stock with hydrogen fuel cells]. Transport Rossiiskoi Federatsii – Transport of the Russian Federation, 2025, no. 6(121), pp. 61–67. (In Russian).

[3] Babkov Yu.V., Kotyaev D.V., Prokhor D.I., Voronkov A.G., Zhuravlev S.N. Osobennosti ispol'zovaniya vodoroda na zheleznodorozhnom transporte: vybor agregatnogo sostoyaniya i sposoby ekipirovki lokomotiva vodorodom [Features of hydrogen use in railway transport: choice of the state of aggregation and methods of hydrogen refuelling of a locomotive]. Byulleten' rezul'tatov nauchnykh issledovanii – Bulletin of Scientific Research Results, 2021, iss. 2, pp. 107–118. doi: 10.20295/2223-9987-2021-2-107-118. (In Russian).

[4] Xu Z., Zhao N., Hillmansen S., Roberts C., Yan Y. Techno-economic analysis of hydrogen storage technologies for railway engineering: a review. Energies, 2022, vol. 15, no. 17, art. 6467. doi: 10.3390/en15176467.

[5] Sun Y., Anwar M., Hassan N.M.S., Spiryagin M., Cole C. A review of hydrogen technologies and engineering solutions for railway vehicle design and operations. Railway Engineering Science, 2021, vol. 29, pp. 212–232. doi: 10.1007/s40534-021-00257-8.

[6] Böhm M., Fernández del Rey A., Pagenkopf J., Varela M., Herwartz-Polster S., Nieto Calderón B. Review and comparison of worldwide hydrogen activities in the rail sector with special focus on on-board storage and refueling technologies. International Journal of Hydrogen Energy, 2022, vol. 47, no. 89, pp. 38003–38017. doi: 10.1016/j.ijhydene.2022.08.279.

[7] Gallas D., Stobnicki P. Adoption of modern hydrogen technologies in rail transport. Journal of Ecological Engineering, 2022, vol. 23, no. 3, pp. 84–91. doi: 10.12911/22998993/145291.

[8] Kustov L.M., Kalenchuk A.N., Bogdan V.I. Sistemy akkumulyatsii, khraneniya i vydeleniya vodoroda [Hydrogen accumulation, storage and release systems]. Uspekhi khimii – Russian Chemical Reviews, 2020, vol. 89, no. 9, pp. 897–916. doi: 10.1070/RCR4940. (In Russian).

[9] Kavtaradze R.Z. Vodorodnyi dizel' – dvigatel' budushchego [Hydrogen diesel – engine of the future]. Trudy sed'moi Rossiiskoi natsional'noi konferentsii po teploobmenu [Proc. of the Seventh Russian National Conference on Heat Transfer], vol. 1. Moscow, MPEI Publ., 2018, pp. 15–19. (In Russian).

[10] Verhelst S., Wallner T. Hydrogen-fueled internal combustion engines. Progress in Energy and Combustion Science, 2009, vol. 35, no. 6, pp. 490–527. doi: 10.1016/j.pecs.2009.08.001.

[11] White C.M., Steeper R.R., Lutz A.E. The hydrogen-fueled internal combustion engine: a technical review. International Journal of Hydrogen Energy, 2006, vol. 31, no. 10, pp. 1292–1305. doi: 10.1016/j.ijhydene.2005.12.001.

[12] Dimitriou P., Tsujimura T. A review of hydrogen as a compression ignition engine fuel. International Journal of Hydrogen Energy, 2017, vol. 42, no. 38, pp. 24470–24486. doi: 10.1016/j.ijhydene.2017.07.232.

[13] Yip H.L., Srna A., Yuen A.C.Y., Kook S., Taylor R.A., Yeoh G.H., Medwell P.R., Chan Q.N. A review of hydrogen direct injection for internal combustion engines: towards carbon-free combustion. Applied Sciences, 2019, vol. 9, no. 22, art. 4842. doi: 10.3390/app9224842.

[14] Rouleau L., Duffour F., Walter B., Kumar R., Nowak L. Experimental and numerical investigation on hydrogen internal combustion engine. SAE Technical Paper 2021-24-0060, 2021. doi: 10.4271/2021-24-0060.

[15] Aziz M., Wijayanta A.T., Nandiyanto A.B.D. Ammonia as effective hydrogen storage: a review on production, storage and utilization. Energies, 2020, vol. 13, no. 12, art. 3062. doi: 10.3390/en13123062.

[16] Lamb K.E., Dolan M.D., Kennedy D.F. Ammonia for hydrogen storage; A review of catalytic ammonia decomposition and hydrogen separation and purification. International Journal of Hydrogen Energy, 2019, vol. 44, no. 7, pp. 3580-3593. doi: 10.1016/j.ijhydene.2018.12.024.

[17] Makepeace J.W., He T., Weidenthaler C., Jensen T.R., Chang F., Vegge T. Reversible ammonia-based and liquid organic hydrogen carriers for high-density hydrogen storage. International Journal of Hydrogen Energy, 2019, vol. 44, no. 15, pp. 7746–7767. doi: 10.1016/j.ijhydene.2019.01.144.

[18] National Institute of Standards and Technology. NIST Chemistry WebBook, SRD 69: hydrogen and ammonia thermochemical data. Available at: https://webbook.nist.gov/chemistry/ (accessed 06.09.2026).

[19] Savost'yanov A.P., Kravchenko O.A. Vodorodnaya energetika i tekhnologii. Ammiak – akkumulyator i sredstvo dostavki vodoroda (obzor)

[Hydrogen energy and technologies. Ammonia as an accumulator and a means of hydrogen delivery (review)]. Izvestiya vuzov. Severo-Kavkazskii region. Tekhnicheskie nauki – University News. North-Caucasus Region. Technical Sciences, 2021, no. 1, pp. 50–55. doi: 10.17213/0321-2653-2021-1-50-55. (In Russian).

[20] Lucentini I., García X., Vendrell X., Llorca J. Review of the decomposition of ammonia to generate hydrogen. Industrial & Engineering Chemistry Research, 2021, vol. 60(51), pp. 18560–18611. doi: 10.1021/acs.iecr.1c00843.

[21] Li G., Kanezashi M., Yoshioka T., Tsuru T. Ammonia decomposition in catalytic membrane reactors: simulation and experimental studies. AIChE Journal, 2013, vol. 59(1), pp. 168–179. doi: 10.1002/aic.13794.

[22] Valera-Medina A., Xiao H., Owen-Jones M., David W.I.F., Bowen P.J. Ammonia for power. Progress in Energy and Combustion Science, 2018, vol. 69, pp. 63–102. doi: 10.1016/j.pecs.2018.07.001.

[23] Kobayashi H., Hayakawa A., Somarathne K.D.K.A., Okafor E.C. Science and technology of ammonia combustion. Proceedings of the Combustion Institute, 2019, vol. 37, no. 1, pp. 109–133. doi: 10.1016/j.proci.2018.09.029.

[24] Morch C.S., Bjerre A., Gottrup M.P., Sorenson S.C., Schramm J. Ammonia/hydrogen mixtures in an SI-engine: engine performance and analysis of a proposed fuel system. Fuel, 2011, vol. 90, no. 2, pp. 854-864. doi: 10.1016/j.fuel.2010.09.042.

[25] Frigo S., Gentili R. Analysis of the behaviour of a 4-stroke spark ignition engine fuelled with ammonia and hydrogen. International Journal of Hydrogen Energy, 2013, vol. 38, pp. 1607–1615. doi: 10.1016/j.ijhydene.2012.10.114.

[26] Sittichompoo S., Nozari H., Herreros J.M., Serhan N., da Silva J.A.M., York A.P.E., Millington P., Tsolakis A. Exhaust energy recovery via catalytic ammonia decomposition to hydrogen for low carbon clean vehicles. Fuel, 2021, vol. 285, art. 119111. doi: 10.1016/j.fuel.2020.119111.

[27] Nie Z., Huang Y., Lu Z., Liu X., Tian G. Energy efficiency analysis of ammonia-fueled power systems for vehicles considering residual heat recovery. Energy, 2024, vol. 312, art. 133338. doi: 10.1016/j.energy.2024.133338.

[28] Linde plc. Nitrogen Purging and Inerting. P-40-4567, 2020. Available at: https://assets.linde.com/-/media/global/usa/linde-us/literature/chemicals/p-40-4567-nitrogen-purging-and-inerting_linde-final---x.pdf (accessed 06.09.2026).

[29] Lukin V.V., Anisimov P.S., Fedoseev Yu.P. Vagony. Obshchii kurs: uchebnik dlya vuzov zheleznodorozhnogo transporta [Railway cars. General course: textbook for higher railway transport schools]. Moscow, Marshrut Publ., 2004. 424 p. (In Russian).

[30] Kim K.K., Monastyrsky D.Ya. Avtonomnyi refrizheratornyi vagon [Autonomous refrigerator car]. Patent RF, no. 2869274, 2026. (In Russian).

Сведения об авторах.



Ким Константин Константинович – доктор технических наук, профессор, член-корреспондент АЭН РФ, член Нью-Йоркской академии наук ORCID: 0000-0001-7282-4429; e-mail: kimkk@inbox.ru



Монастырский Дмитрий Ярославович – ассистент. Область научных интересов: автономные энергетические комплексы, альтернативное топливо. ORCID: 0009-0009-3528-8490; e-mail: swen_88@mail.ru