

Расчет тепловых потоков при термоимпульсной обработке с форкамерно-факельным поджогом

Национальный аэрокосмический университет им. Н.Е. Жуковского «ХАИ»

Разработана методика расчета осредненных тепловых потоков при термоимпульсной обработке с форкамерно-факельным поджогом. Методика основана на проведении численного моделирования теплообмена между продуктами сгорания и стенками камеры. Влияние теплообмена с обрабатываемыми деталями предлагается учитывать введением эквивалентной камеры с увеличенным коэффициентом теплопроводности материала стенок, определяемым из условия постоянства теплоотода. Показано, что значения тепловых потоков при варьировании начального давления топливной смеси могут быть получены путем пересчета данных одного моделирования по предложенной зависимости. На примере тестовой задачи проведена оценка погрешности расчета осредненных тепловых потоков с использованием предложенной методики.

Ключевые слова: термоимпульсная обработка, математическое моделирование, осредненный тепловой поток

Введение

Термоимпульсная обработка детонирующими смесями является наиболее производительным процессом финишной очистки и отделки кромок. Термоимпульсное оборудование серийно выпускается рядом фирм и широко используется в основном для обработки различных деталей из металлов.

Термоимпульсная обработка деталей из пластмасс и композиционных материалов распространена в меньшей степени. В то же время зачистной обработке по удалению облоя подвергается 85...95% деталей из термопластов, выпускаемых в различных отраслях промышленности. При этом, трудоемкость такой операции может составлять от 10 до 70% общих затрат на изготовление деталей [1].

Широкое применение термоимпульсного оборудования для обработки деталей из пластмасс сдерживается несовершенством методик назначения технологических режимов. В выполненных до настоящего времени исследованиях не рассматривались вопросы, касающиеся особенностей термоимпульсной обработки деталей из полимерных материалов. Для таких материалов характерны низкая температура плавления, что выдвигает повышенные требования к точности назначения времени обработки.

Это в свою очередь требует расчета величин тепловых потоков, действующих на поверхности обрабатываемых деталей. Решение данной задачи методом экспериментального подбора режимов практически исключается и требует создание методик, ориентированных на применение методов математического моделирования и современных CAD/CAE-систем.

Применение форкамерно-факельного поджога является перспективным методом обеспечения равномерности температуры продуктов сгорания [2], что особенно важно в случае термоимпульсной обработки легкоплавких материалов. Поэтому целью настоящей работы являлась разработка методики расчета тепловых потоков при термоимпульсной обработке с таким способом поджога топливной смеси.

Описание задачи и примененной математической модели

В ранее выполненных диссертационных работах Лосева А.В. [3] и Жданова А.А. [4] величина теплового потока при термоимпульсной обработке принималась равномерной и постоянной по всем поверхностям обрабатываемых деталей. Для расчета его величины использовалась зависимость:

$$q = \frac{Q_{yd} V_{cm}}{F_{\Sigma} \tau}, \quad (1)$$

где Q_{yd} – объемная теплота сгорания газовой смеси; V_{cm} – объем смеси; F_{Σ} – суммарная площадь теплоотводящих поверхностей; τ – время действия источника тепла.

Объем горючей смеси (в м^3) зависит от объема рабочей камеры (V_{pk}), коэффициента ее загрузки деталями (k_z), давления (P_{cm}) и температуры (T_{cm}) газовой смеси и описывается следующей зависимостью:

$$V_{cm} = \frac{V_{pk} k_z P_{cm} T_0}{T_{cm} P_0},$$

где T_0 , P_0 – начальные значения температуры и давления смеси.

Объемная теплота сгорания в зависимости (1) определялась по формуле:

$$Q_{yd} = \sum_{i=1}^N Q_i C_i,$$

где Q_i , C_i – объемная теплота сгорания и доля i -го компонента газа.

В результате выражение для определения величины теплового потока приводилось к виду:

$$q = \frac{V_{pk} k_z P_{cm} T_0}{T_{cm} P_0 F_{\Sigma} \tau} \sum_{i=1}^N Q_i C_i. \quad (2)$$

Согласно этой зависимости, мощность источника тепла может регулироваться давлением горючей смеси и зависит от объема рабочей камеры, ее загрузки, удельной теплоты сгорания газовой смеси, начальной температуры газовой смеси, суммарной площади теплоотводящих поверхностей.

Зависимость (2) по способу получения и виду имеет недостатки. Во-первых, она предполагает, что все выделившееся при горении тепло поглощается поверхностями теплообмена. Во-вторых, она не учитывает физику процесса теплообмена при взаимодействии продуктов сгорания и материала обрабатываемой детали. Тепловой поток в этом случае можно представить в виде суммы двух составляющих – радиационной и конвективной.

Радиационный тепловой поток может быть определен по закону Стефана-Больцмана и зависит от температур поверхности детали и продуктов сгорания. Температура продуктов сгорания определяется составом топливной смеси и практически не зависит от ее начального давления.

Конвективная составляющая теплового потока также зависит от разности температуры поверхности детали и температуры продуктов сгорания. Кроме того, она зависит от коэффициента теплоотдачи, который, в свою очередь существенно

зависит от скорости течения газа вблизи стенки. Поэтому для определения тепловых потоков, действующих на поверхности деталей при термоимпульсной обработке необходимо знать картину течения продуктов сгорания. Поэтому более точную картину распределения тепловых потоков можно получить в ходе совместного решения задачи расчета параметров течения в ходе рабочего цикла термоимпульсной обработки (включая сгорание топливной смеси и выпуск продуктов сгорания), и теплообмена между продуктами сгорания и обрабатываемой деталью.

Первая из этих задач применительно к случаю обработки с использованием форкамерно-факельного поджога смеси была рассмотрена в работе [2]. Настоящая статья является продолжением работ по разработке методики назначения технологических режимов термоимпульсной обработки с форкамерно-факельным поджогом, начатых в данной работе.

Расчет тепловых потоков на поверхностях обрабатываемой детали проводился с использованием пакета ANSYS CFX. В данной системе при моделировании процессов переноса в пристеночной области используется метод масштабируемых пристеночных функций Лаундера [5]. Основной идеей такого подхода является уход от ограничений по размерам расчетной сетки в пристеночной области.

Обычным требованием при использовании различных моделей турбулентности является соблюдение в пристеночной области условия вида:

$$y^+ \geq Y_{\text{ниж}}^+,$$

где $y^+ = \frac{\rho \Delta u_i \tau}{\mu}$ – безразмерное расстояние от стенки первого узла сетки; $Y_{\text{ниж}}^+$ –

предельное нижнее значение, величина которого определяется используемой моделью турбулентности (обычно ≈ 20).

Для определения профиля температуры в пристеночном слое в методе масштабируемых пристеночных функций используется аналитическое решение, полученное Кадером [6]:

$$T^+ = Pr \cdot \tilde{y}^+ \exp(-\Gamma) + [2.12 \ln(1 + \tilde{y}^+) + \beta] \exp(-1/\Gamma), \quad (3)$$

где $\beta = (3.85 Pr^{1/3} - 1.3)^2 + 2.12 \ln(Pr)$; $\Gamma = \frac{0.01 (Pr \cdot \tilde{y}^+)^4}{1 + 5 Pr \cdot \tilde{y}^+}$.

В выражении (3) используется безразмерная температура определяемая как:

$$T^+ = \frac{\rho c_p \tilde{u}_\tau (T_w - T_f)}{q_w},$$

где T_w – температура стенки; T_f – температура продуктов сгорания в ядре потока; q_w – конвективный тепловой поток в стенку.

Исходя из этого выражения можно получить следующую зависимость для расчета величины конвективного теплового потока:

$$q_w = \frac{\rho c_p \tilde{u}_\tau}{T^+} (T_w - T_f). \quad (4)$$

Для определения профиля скорости \tilde{u}_τ в пристеночном слое были использованы автоматически перестраиваемые пристеночные функции [7]. Основной идеей этого подхода является смешение решений, полученного в формулировке вязкого подслоя и пристеночных функций с использованием значений плотности расчетной сетки. Для этой задачи хорошо подходит уравнение для удельной диссипации энергии турбулентности ω , так как оно имеет аналитическое решение, и для вязкого подслоя и логарифмического слоя. Поэтому с его использованием может быть определена функция смешения с учетом величины y^+ .

Решения для ω в вязком и логарифмическом пристеночном слое могут быть записаны в виде [7]:

$$\omega_{вяз} = \frac{6\nu}{0.075y_1^2}; \quad \omega_{log} = \frac{1}{3k} \frac{u_\tau}{y_1}.$$

Они могут быть переформулированы в терминах y^+ при помощи гладкой функции смешения:

$$\omega(y^+) = \sqrt{\omega_{вяз}^2(y^+) + \omega_{log}^2(y^+)}. \quad (5)$$

Аналогичная формулировка используется для задания пристеночного профиля скорости:

$$u_\tau^{вяз} = \frac{U_1}{y^+}; \quad u_\tau^{log} = \frac{U_1}{\frac{1}{k} \ln(y^+) + C}; \quad u_\tau = \left[(u_\tau^{вяз})^4 + (u_\tau^{log})^4 \right]^{0.25}, \quad (6)$$

где U_1 – значение скорости в ближайшем к стенке узле сетки.

Дальнейшее определение тепловых потоков при термоимпульсной обработке с форкамерно-факельным поджогом проводилось при помощи численного эксперимента. Для этого для предварительно выбранной геометрии форкамеры производился расчет тепловых потоков на каждом из этапов рабочего цикла. Варьируемым параметром являлось начальное давление топливной смеси.

Энергетические характеристики термоимпульсного оборудования с форкамерно-факельным поджогом

В ходе моделирования задача рассматривалась как цепочка краевых задач горения и теплообмена. Значения всех расчетных параметров предыдущей задачи использовались в качестве начальных условий для следующего этапа расчета. Дополнительно вводились критерии перехода между этапами моделирования.

Задача решалась в рамках одного проекта, имеющего три расчетные конфигурации с различными граничными условиями. Для конфигураций, соответствующих этапу сгорания смеси и выдержки продуктов сгорания камера моделировалась стенкой постоянной температуры. Условиями переключения расчетных конфигураций являлись:

- для этапа сгорания топливной смеси – достижение среднего по объёму камеры значения прогресса реакции заданной величины (0.999);
- для выдержки продуктов сгорания – достижение заданного времени выдержки (дополнительный варьируемый параметр задачи);

- для выпуска продуктов сгорания – достижение среднего по объёму камеры давления значения, равного атмосферному.

На рис. 1 приведены зависимости изменения средней по поверхности камеры величины теплового потока для различной величины начального давления топливной смеси. Результаты моделирования показывают, что величина максимального теплового потока существенно зависит от начального давления смеси. Этот результат в некоторой степени совпадает с принимавшимися в ранее выполненных работах допущениями [4, 5]. Однако зависимость величины теплового потока от давления смеси оказалась отличной от линейной, которая принималась авторами упомянутых работ.

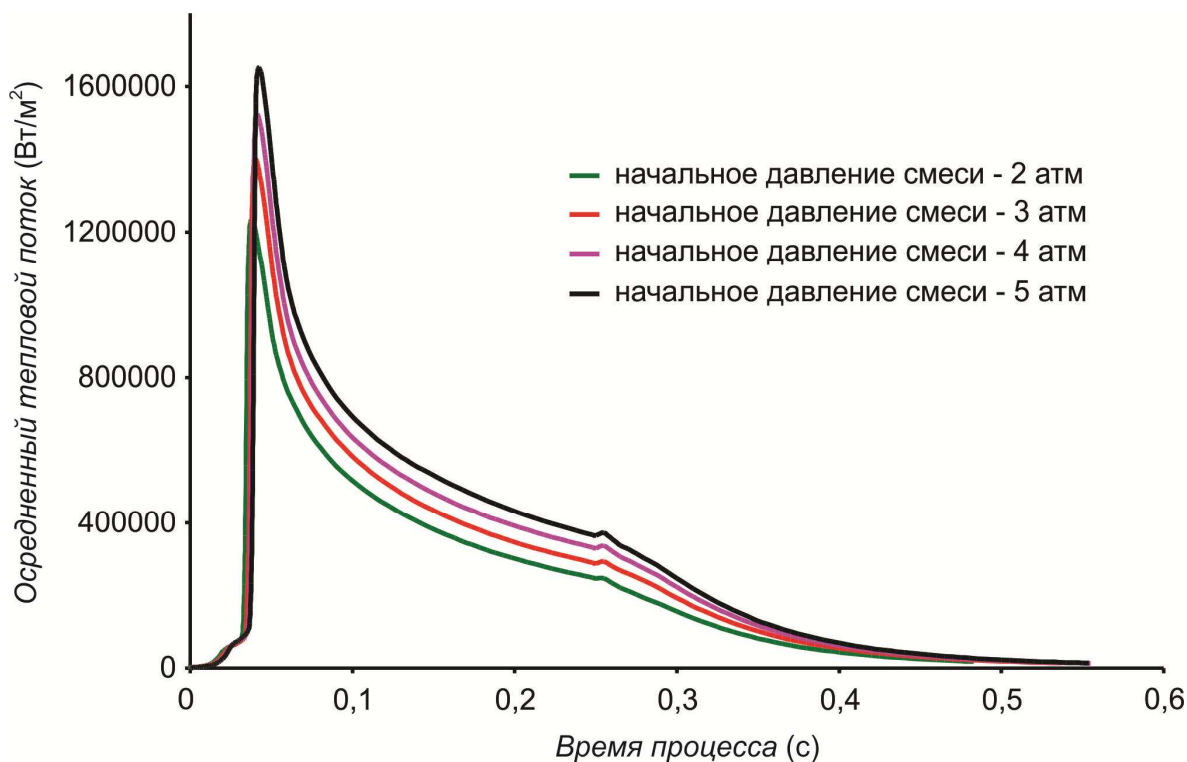


Рис. 1. Графики изменения осредненного по поверхности камеры теплового потока для различных начальных давлений смеси

Качественная оценка характера зависимости величины максимального теплового потока от давления смеси может быть сделана из следующих соображений. При рассмотрении теплового пограничного слоя для определения коэффициента теплоотдачи может быть записано следующее выражение [8]:

$$\alpha(T_2 - T_{cm}) = \lambda \frac{\partial T}{\partial n} \approx \lambda \frac{(T_2 - T_{cm})}{\delta}, \quad (7)$$

где δ – толщина теплового пограничного слоя.

Для случая теплообмена с ламинарным потоком газа характерного для случая сгорания с форкамерно-факельным поджогом, толщина теплового пограничного слоя обратно пропорциональна числу квадратному корню из числа Рейнольдса [8]:

$$\delta \sim \frac{1}{\sqrt{Re}} = \frac{1}{\sqrt{v_{\Gamma} l \rho_2 / \eta_2}}. \quad (8)$$

Для постоянной геометрии камеры масштаб длины является постоянной величиной. Средняя скорость продуктов сгорания в момент окончания сгорания меняется незначительно – для рассматриваемой задачи при начальном давлении смеси 0,25 МПа она составила 4,174 м/с, а для 0,35 МПа – 4,472 м/с.

Вязкость продуктов сгорания в рассматриваемом диапазоне давлений и температур изменяется незначительно. Поэтому приближенно можно считать, что для рассматриваемого случая термоимпульсной обработки с форкамерно-факельным поджогом

$$\delta \sim \frac{1}{\sqrt{\rho_2}}.$$

Тогда с учетом зависимости $\rho_2 = p/R_2 T_2$, а также уже отмеченной выше слабой зависимостью температуры продуктов сгорания от начального давления из выражения (8) можно получить следующую оценку

$$\alpha \sim \sqrt{p}.$$

С учетом того, что коэффициент повышения давления при сгорании газообразных топлив является практически постоянной величиной, это приводит к выводу о зависимости значения осредненного по поверхности теплового потока от квадратного корня от начального давления:

$$q_p = q_{p_0} \sqrt{p/p_0}. \quad (9)$$

Графики, приведенные на рис. 2 иллюстрируют этот вывод. Согласно приведенным на них данным зависимость величины осредненного по поверхности камеры теплового потока описывается выражением (9) с погрешностью не более 1,5%. Полученный результат по форме полученной зависимости совпадает с результатами экспериментальных работ по исследованию тепловых потоков при термоимпульсной обработке [11].

Заметим, что в случае обработки легкоплавящихся материалов с высокой теплопроводностью (сплавы на основе цинка, олова и т.п.) игнорирование потерь тепла по поверхностям обрабатываемых деталей недопустимо. Для того чтобы в этом случае упростить получение выражений для величин теплового потока можно использовать прием с введением эквивалентной камеры сгорания, предложенный в [10] для определения времени затухания ударных волн при термоимпульсной обработке. Такой подход предполагает, что моделирование процесса сгорания происходит для случая пустой камеры, без учета размещенных в ней деталей.

Это существенно упрощает построение расчетной сетки конечных элементов и дает возможность строить инженерные методики задания режимов термоимпульсной обработки.

Для обсуждаемого случая этот подход может быть модифицирован, а методика получения зависимостей осредненных тепловых потоков на этапах рабочего цикла термоимпульсной обработки будет иметь следующую последовательность шагов.

1. Для имеющейся геометрии камеры термоимпульсной машины проводится расчет цикла термоимпульсной обработки для базового значения давления смеси. Для учета объема, занимаемого обрабатываемыми деталями, расчеты

проводятся для геометрически подобных геометрий камеры при различных значениях коэффициента заполнения $k_z = 1 - V_{деталей} / V_{камеры}$. Расчеты ведутся для пустой камеры.

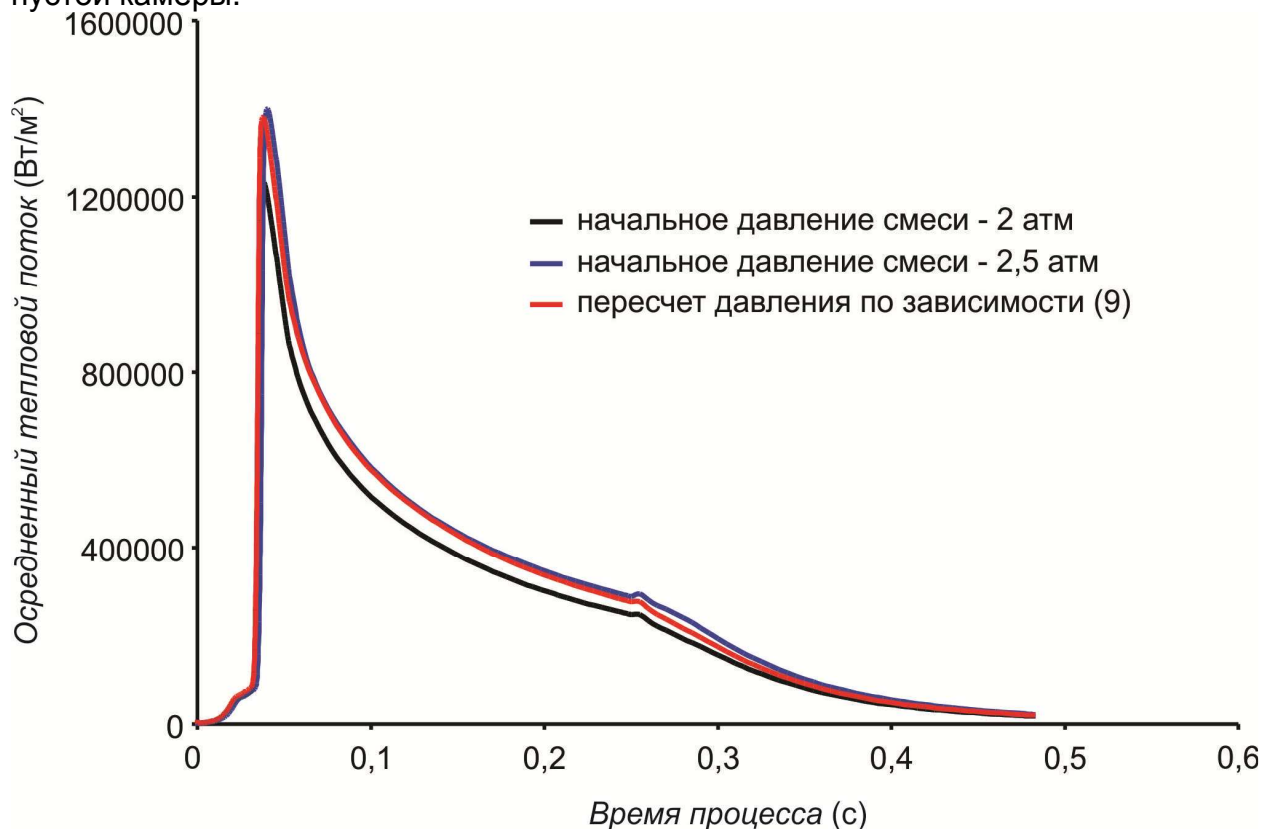


Рис. 2. Данные численного расчета осредненного по поверхности камеры теплового потока и рассчитанного по зависимости (9)

2. При определении средних тепловых потоков для материала стенок задается эквивалентная теплопроводность:

$$\lambda_{камеры}^{экв} = (\lambda_{камеры} S_{камеры} + \lambda_{деталей} S_{деталей}) / S_{камеры}^{экв},$$

В случае обработки деталей с развитой поверхностью из теплопроводного материала это позволит учесть дополнительные потери тепла.

3. По результатам численного эксперимента строятся зависимости величины теплового потока от времени на каждом из этапов рабочего цикла. Зависимости содержат в качестве параметра значения $\lambda_{деталей}$, $S_{деталей}$, $V_{деталей}$. Величины тепловых потоков для других значений начального давления смеси рассчитываются по зависимости (9).

4. При необходимости обработки деталей, данные, необходимые для расчета тепловых потоков ($\lambda_{деталей}$, $S_{деталей}$, $V_{деталей}$) получают непосредственно из CAD системы. Полученные зависимости передают в специализированный модуль CAE для получения регулировочных характеристик термоимпульсного оборудования.

Выводы

1. Усовершенствована методика определения тепловых потоков при термоимпульсной обработке с форкамерно-факельным поджогом. В отличие от результатов ранее выполненных работ показано, что значение осредненного по поверхности теплового потока зависит от квадратного корня от начального давления топливной смеси, что позволяет повысить точность назначения режимов термоимпульсной зачистной обработки.

2. Для расчета величины осредненных тепловых потоков предложено использовать подход, основанный на моделировании теплообмена в эквивалентной камере сгорания для базового значения давления смеси с использованием значения фиктивной теплопроводности стенки камеры, рассчитанной с учетом суммарной площади поверхностей камеры и обрабатываемых деталей и теплофизических характеристик материалов.

3. По предложенной методике получены зависимости осредненных тепловых потоков от времени для каждого из этапов рабочего цикла термоимпульсной обработки на установке типа Т-15. Полученные данные являются основой для получения регулировочных характеристик с учетом данных об объеме, площади поверхности и теплопроводности обрабатываемых деталей, получаемых из САД системы.

Список литературы

1. Кулаков, Ю.М. Отделочно-зачистная обработка деталей [текст] / Ю.М. Кулаков, В.А. Хрульков. – М.: Машиностроение, 1979. – 216 с.
2. Шипуль, О.В. Методика выбора параметров форкамеры для термоимпульсной обработки деталей из пластмасс [текст] / О.В. Шипуль, Е.В. Цегельник, В.Л. Малашенко, С.А. Красовский // Открытые информационные и компьютерные технологии. – 2013. – Вып. 61. – С. 39 – 46.
3. Лосев, А.В. Повышение эффективности зачистки деталей пневматических и гидротопливных систем при использовании термоимпульсного метода [текст]: дис. ... канд. техн. наук: 05.02.08; защищена 14.05.1995; утв. 07.10.1995 / Лосев Алексей Васильевич. – Х., 1995. – 210 с.
4. Жданов, А.А. Термоимпульсные технологии очистки поверхностных деталей агрегатов авиационных двигателей [текст]: дис. ... канд. техн. наук: 05.07.04; защищена 25.01.2003; утв. 12.03.2003 / Жданов Александр Андреевич. – Х., 2003. – 120 с.
5. Launder, B.E. The numerical computation of turbulent flows [Текст] / B.E. Launder, D.B. Spalding // Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering. – 1974. – № 3. – P. 269 – 289.
6. Kader, B.A. Temperature and concentration profiles in fully turbulent boundary layers [текст] / B.A. Kader // International Journal of Heat and Mass Transfer. – 1981. – №24(9). – P. 1541 – 1544.
7. Menter, F.R. Two-equation eddy-viscosity turbulence models for engineering applications [Текст] / F.R. Menter // AIAA-Journal. – 1994. – № 32(8). – P. 269 – 289.
8. Основы теплопередачи в авиационной и ракетно-космической технике [текст] / В.С. Авдуевский, Б.М. Галицейский, Г.А. Глебов и др. – М.: Машиностроение, 1992. – 528 с.

9. Манжалей, В.И. Затухание ударных волн и теплопередачи телам после детонации газа в камере [текст] / В. И. Манжалей // Механика реагирующих сред и ее приложения: Сб. науч. тр. / АН СССР, Сиб. отд-ние, Ин-т теорет. и прикл. механики и др.; Отв. ред. Ю. А. Березин, А. М. Гришин. – Новосибирск: Наука, 1989. – С. 123 – 132.

10. Трифонов, О.В. Метод назначения режимов термоимпульсной обработки детонирующими газовыми смесями в интегрированных CAD/CAE-системах [текст]: дис. ... канд. техн. наук: 05.03.07: защищена 20.09.2013; утв. 6.12.2013 / Трифонов Олег Валерьевич. – Х., 2013. – 152 с.

Рецензент: д. т. н., профессор А.И. Долматов, Национальный аэрокосмический университет им. Н.Е. Жуковского «ХАИ», Харьков

Поступила в редакцию 6.12.2013

Розрахунок теплових потоків при термоімпульсному обробленні з форкамерно - факельним підпалюванням

Розроблено методику розрахунку осереднених теплових потоків при термоімпульсному обробленні з форкамерно-факельним підпалюванням. Методика заснована на проведенні числового моделювання теплообміну між продуктами згоряння і стінками камери. Вплив теплообміну з оброблюваними деталями пропонується враховувати введенням еквівалентної камери з збільшеним коефіцієнтом теплопровідності матеріалу стінок, визначеним з умови сталості тепловідведення. Показано, що значення теплових потоків при варіюванні початкового тиску паливної суміші можуть бути отримані шляхом перерахунку даних одного моделювання за запропонованою залежністю. На прикладі тестової задачі проведена оцінка похибки розрахунку осереднених теплових потоків з використанням запропонованої методики.

Ключові слова: термоімпульсне оброблення, математичне моделювання, осереднений тепловий потік.

Calculation of the heat fluxes during thermal-pulse treatment with pre-combustion chamber ignition

The method of calculation of the averaged heat fluxes during thermal-pulse treatment with pre-combustion chamber ignition is developed. The procedure is based on carrying out a numerical simulation of the heat exchange between the combustion products and the chamber walls. Effect of heat exchange with the workpieces are encouraged to consider the introduction of an equivalent camera with a larger coefficient of thermal conductivity of the wall material, witch determined from the constancy of the heat sink. It is shown that the values of heat flow at varying initial pressure of fuel mixture can be obtained by converting the data by a simulation of the proposed dependence. On an example of the test problem assessed calculation error averaged heat fluxes using the proposed method.

Keywords: thermal-pulse processing, mathematical modeling, the averaged heat flux.