

Материаловедение

УДК 681.5

АНАЛИЗ МЕТОДОВ РЕШЕНИЯ ЗАДАЧ СТРУКТУРООБРАЗОВАНИЯ ПРИ АЗОТИРОВАНИИ

Т.А. Бенгина

Самарский государственный технический университет
Россия, 443100, г. Самара, ул. Молодогвардейская, 244

Проведен анализ численных методов решения задачи структурообразования при газовом азотировании. Выделены преимущества и недостатки комбинированного метода, основанного на построении конечно-разностной аппроксимации по времени и применении метода конечных элементов по пространственной координате, и метода с преобразованием координат, трансформирующим изменяющуюся во времени область в стационарную. Установлено, что распределение азота по толщине поверхностного слоя существенно влияет на эксплуатационные характеристики изделия и технико-экономические показатели процесса, поэтому использование численных методов решения задачи помогает прогнозировать структуру азотированного слоя при разных технологических режимах.

Ключевые слова: *газовое азотирование, тепломассоперенос, численное решение, метод конечных элементов, конечно-разностная аппроксимация, многофазная диффузия.*

Для изменения структуры и свойств поверхностных слоев металлов или сплавов часто используется химико-термическая обработка (ХТО). В результате такой обработки изделий повышается их износостойкость, упрочняется поверхностный слой, увеличивается сопротивление коррозии и предел выносливости. Азотирование как один из видов ХТО заключается в диффузионном насыщении поверхностного слоя металла или сплава азотом путем выдержки при определенной температуре в активно газовой среде. Как следствие этого, изменяются его структура и свойства.

Наиболее существенное влияние на показатели качества обрабатываемого изделия при азотировании оказывает именно распределение азота по глубине упрочняемого слоя. Этот процесс описывается краевой задачей тепломассопереноса [1, 2].

Глубина азотированного слоя значительно меньше толщины детали, поэтому математическое описание процесса определяется дифференциальным уравнением диффузии для бесконечной пластины толщиной $2R$:

$$\frac{\partial C(x, \tau)}{\partial \tau} = \frac{\partial}{\partial x_i} \left(D_i(C) \frac{\partial C(x, \tau)}{\partial x_i} \right), \quad (1)$$

где $\tau > 0$, $0 < x < R$, $D_i(C)$ – коэффициент диффузии азота в i -той фазе, $C(x, \tau)$ – концентрация азота в точке x в момент времени τ .

Начальное значение концентрации азота в слое $C_0(x)$ и положение границы раздела фаз $\xi_{i0}(x)$ произвольно:

$$C(x, 0) = C_0(x); \quad (2)$$

$$\xi_i(x, \tau)|_{\tau=0} = \xi_{i0}(x). \quad (3)$$

Граничное условие на правой границе:

$$-D_i \frac{\partial C(x, \tau)}{\partial x} \Big|_{x=R} = \beta_i (\Pi_N^0 - \Pi_N^i), \quad (4)$$

где $\Pi_N^0 = \frac{P_{NH_3}}{P_{H_2}}$ – азотный потенциал печной атмосферы; P_{NH_3} , P_{H_2} – парциальные давления аммиака и водорода соответственно; Π_N^i – равновесный азотный потенциал соответствующей фазы; β_i – коэффициент массопереноса для i -той фазы.

Граничное условие на левой границе:

$$\frac{\partial C(x, \tau)}{\partial x} \Big|_{x=0} = 0. \quad (5)$$

Условия слева и справа на границах фаз:

$$C(x_i, \tau)|_{x_i=\xi_{i-0}} = C_i^-; \quad (6)$$

$$C(x_i, \tau)|_{x_i=\xi_{i+0}} = C_i^+.$$

Условие сохранения баланса вещества при фазовых переходах определяет положение межфазной границы:

$$j_i \frac{\partial \xi_i}{\partial \tau} = D_i \cdot \frac{\partial C}{\partial x} \Big|_{\xi_{i+0}} - D_{i-1} \cdot \frac{\partial C}{\partial x} \Big|_{\xi_{i-0}}, \quad (7)$$

где $j_i = C_i^- - C_i^+$, $i = \overline{1, N}$, N – количество фаз [3, 4].

В условиях конкретного производства весьма затруднительно выбрать определенный технологический режим обработки изделия с целью придания ему конкретных эксплуатационных характеристик. Сложность процесса азотирования, его долгая протяженность по времени не позволяют однозначно выбрать необходимый режим. Поэтому прогнозирование процессов формирования структуры и свойств в диффузионной зоне при азотировании является актуальной задачей.

При разработке и освоении технологического процесса азотирования предварительное моделирование и использование численных методов решения задачи структурообразования позволяют оперативно располагать информацией о формировании диффузионного слоя и скорости образования новых фаз при различных технологических режимах. Это в итоге позволяет сокращать сроки проектирования и освоения процесса обработки изделий, повышает качество и стабильность азотирования, увеличивает производительность оборудования.

Известно достаточно много методов решения задач многофазной диффузии. Чаще всего для их решения используются методы с выделением фронтов [3, 4, 5]. Такие расчетные методы имеют высокую точность, но при условии возникно-

вения или рассасывания фаз становятся практически нереализуемыми из-за сложности алгоритма.

Методы сквозного счета позволяют решать такие задачи в теории теплопроводности, однако не могут быть использованы для решения неизотермических задач многофазной диффузии. В связи с этим для решения модели позднее использовался способ, занимающий промежуточное положение между указанными выше методами. Такой подход основан на приведении вариационного соотношения к виду, удобному для построения конечно-разностной аппроксимации по времени, и применении метода конечных элементов по пространственной переменной к возникающим на каждом временном слое краевым задачам [3, 4].

При решении задачи (1)–(7) на первом шаге было получено вариационное соотношение

$$\sum_{i=0}^N \int_{\xi_i(\tau)}^{\xi_{i+1}(\tau)} \frac{\partial C}{\partial \tau} \eta dx = \sum_{i=0}^N \int_{\xi_i(\tau)}^{\xi_{i+1}(\tau)} \eta \frac{\partial}{\partial x} \left(D_i \frac{\partial C}{\partial x} \right), \quad (8)$$

где $\eta(x)$ – произвольная функция из $H(0, L)$.

Вместо пространственно-временных конечных элементов применяется МКЭ только по x , а перед разностной аппроксимацией производных по времени используется формула для интегрирования по частям правой части (1) и формула

$$\int_{\xi_i(\tau)}^{\xi_{i+1}(\tau)} \frac{\partial C}{\partial \tau} \eta dx = \frac{d}{d\tau} \int_{\xi_i(\tau)}^{\xi_{i+1}(\tau)} C \eta dx - C \eta \Big|_{d\xi_{i+1-0}}^{\frac{d\xi_{i+1}}{d\tau}} + C \eta \Big|_{d\xi_{i+0}}^{\frac{d\xi_i}{d\tau}}; \quad (9)$$

$$\sum_{i=0}^N \int_{\xi_i}^{\xi_{i+1}} \eta \frac{\partial}{\partial x} \left(D_i \frac{\partial C}{\partial x} \right) dx = \sum_{i=0}^N \eta D_i \frac{\partial C}{\partial x} \Big|_{\xi_i}^{\xi_{i+1}} - \sum_{i=0}^N \int_{\xi_i}^{\xi_{i+1}} \frac{d\eta}{dx} D_i \frac{\partial C}{\partial x} dx. \quad (10)$$

С учетом (9), (10) соотношение (1) переписывается в виде

$$\begin{aligned} & \frac{d}{d\tau} \sum_{i=0}^N \int_{\xi_i}^{\xi_{i+1}} C \eta dx - \sum_{i=0}^N C \eta \Big|_{\xi_{i+1-0}}^{\xi_{i+1}} \frac{d\xi_{i+1}}{d\tau} + \sum_{i=0}^N C \eta \Big|_{\xi_{i+0}}^{\xi_i} \frac{d\xi_i}{d\tau} + \\ & + \sum_{i=0}^N \int_{\xi_i}^{\xi_{i+1}} \frac{d\eta}{dx} D_i \frac{\partial C}{\partial x} dx - \sum_{i=0}^N \eta D_i \frac{\partial C}{\partial x} \Big|_{\xi_i}^{\xi_{i+1}} = 0. \end{aligned}$$

Окончательно получим

$$\begin{aligned} & \frac{d}{d\tau} \int_0^L C \eta dx + \sum_{i=0}^N \int_{\xi_i}^{\xi_{i+1}} \frac{d\eta}{dx} D_i \frac{\partial C}{\partial x} dx + \varphi_0 \eta(0) + \varphi_N \eta(L) + \\ & + \sum_{i=1}^N \eta(\xi_i) \frac{d\xi_i}{dt} (C_i^+ - C_i^- - j_i) = 0. \end{aligned} \quad (11)$$

Пространство пробных функций $H^1(0,1)$ аппроксимируется конечномерным пространством V_N функций, непрерывных на $[0, L]$ и линейных в каждом из интервалов $(x_i; x_{i+1})$. Набор функций $\{\eta_1, \dots, \eta_N\}$ из V_N , в т. ч. $\eta_k(x_j) = \delta_{kj}$, образует базис в V_N .

Подставим $\eta = \eta_k$ в интегральное тождество (11) и проведем неявную раз-

ностную аппроксимацию по времени:

$$\frac{I_k - \overset{\vee}{I}_k}{h} + \sum_{i=0}^N \int_{\xi_i}^{\xi_{i+1}} D_i \frac{\partial C}{\partial x} \frac{\partial \eta_k}{\partial x} dx + \varphi_0 \eta_k \Big|_{x=0} + \varphi_N \eta_k \Big|_{x=L} +$$

$$+ \sum_{i=1}^N \eta_k(\xi_i) (C_i^+ - C_i^- - j_i) \frac{\xi_i - \overset{\vee}{\xi}_i}{h} = 0, \quad (12)$$

здесь h – шаг разностной схемы по времени; $I_k = \int_0^L C \eta_k dx$, а $\overset{\vee}{F}$ означает $F/\tau - h$.

Уравнения МКЭ в матричной форме получаются после вычисления и суммирования вкладов конечных элементов :

$$A(\xi)C = B(\xi), \quad (13)$$

где $\xi = (\xi_1, \dots, \xi_N)$, $C = (C^1, \dots, C^N)^T$.

Вычисление концентраций C в узлах сетки (13) и определение положения границ ξ путем интегрирования уравнений (7) на каждом шаге по времени осуществляются итерационно.

Если оказывается, что для некоторого i , $1 \leq i \leq N+1$, имеет место $\xi_{i-1}^{(s+1)} \geq \xi_i^{(s+1)}$, считается, что одна из фаз рассосалась. В этом случае одна или несколько границ выбрасываются из рассмотрения, а оставшиеся перенумеровываются. Затем вычисляются $A(\xi^{(s+1)})$, $B(\xi^{(s+1)})$ и система (13) решается относительно $C^{(s+1)}$. После сходимости итераций производится процесс проверки соответствия получившихся значений C^1 и C^N имеющимся на концах $[0; L]$ фазам. Если соответствие нарушилось, в точке $x = 0$ или $x = L$ устанавливается новая межфазная граница.

Данный метод имеет ряд достоинств: отслеживание появления и рассасывания фаз, фиксирование скачков концентраций на границах, учет переменного числа фаз и границ. Однако при этом коэффициенты диффузии и азотные потенциалы рассматриваются как линейные функции концентрации азота, что приводит к значительному упрощению задачи. Невозможность явно выделить положения границ раздела фаз, а также узнать скорости их перемещения можно также отнести к недостаткам рассмотренного метода. Учесть подобные недостатки помогает метод, основанный на преобразовании координат, которое переводит изменяющуюся во времени область в стационарную. Этот подход впервые был предложен Ландау.

В задаче (1)–(7) рассмотрим изолированную произвольную фазу, заключенную между границами ξ_{i-1} и ξ_i , и введем безразмерные координаты:

$$x_i \rightarrow \eta_i = \frac{x_i - \xi_{i-1}}{\xi_i - \xi_{i-1}}, \quad 0 \leq \eta_i \leq 1. \quad (14)$$

Уравнение (1) в новых координатах примет вид

$$\frac{\partial C}{\partial \tau} + \left[(\eta_i - 1) \frac{d\xi_{i-1}}{d\tau} - \eta_i \frac{d\xi_i}{d\tau} \right] \cdot \frac{\partial C}{\partial \eta_i} \cdot \frac{\partial \eta_i}{\partial x_i} = \frac{\partial}{\partial \eta_i} \left(D_i(C) \frac{\partial C}{\partial \eta_i} \right) \cdot \left(\frac{\partial \eta_i}{\partial x_i} \right)^2, \quad (15)$$

где

$$\frac{\partial \eta_i}{\partial x_i} = \frac{1}{\xi_i - \xi_{i-1}}. \quad (16)$$

Для крайних фаз уравнение (15) имеет тот же вид, только одна из границ имеет нулевую скорость. Соответственно преобразуются граничные условия:

– для последнего уравнения

$$D_N \frac{\partial C}{\partial \eta_N} \cdot \frac{\partial \eta_N}{\partial x} \Big|_{\eta_N=1} = \beta_i \left(\pi_N^0 - \pi_N^i \Big|_{\eta_i=1} \right);$$

– для первого уравнения

$$\frac{\partial C}{\partial \eta_1} \cdot \frac{\partial \eta_1}{\partial x} \Big|_{\eta_1=0} = 0.$$

Скорости $v_i = \frac{d\xi_i}{d\tau}$ находятся на каждом шаге по времени из уравнений (10),

которые после преобразования имеют вид

$$\gamma_i \frac{d\xi_i}{d\tau} = D_i(C) \frac{\partial C}{\partial \eta_i} \cdot \frac{\partial \eta_i}{\partial x_i} \Big|_{\xi_i+0} - D_{i-1}(C) \frac{\partial C}{\partial \eta_{i-1}} \cdot \frac{\partial \eta_{i-1}}{\partial x_{i-1}} \Big|_{\xi_i-0}. \quad (17)$$

Появление в уравнениях (15) членов, аналогичных конвективным, требует соблюдения консервативности при выборе численной аппроксимации. С учетом преобразования координат расчетная область остается постоянной. А для решения таких задач можно уже использовать численные методы с фиксированным числом узлов в каждой фазе.

В результате конечно-разностной аппроксимации система уравнений (15) примет вид

$$\lambda_\tau C + \lambda_\tau \xi \cdot \lambda_\eta C \cdot \lambda_x \eta = \lambda_{\eta\eta}^2 (DC) \cdot (\lambda_x \eta)^2. \quad (18)$$

Граничные условия:

$$\lambda_\tau C \cdot \lambda_x \eta \Big|_{\eta_i=0} = 0; \quad (19)$$

$$D_N \lambda_\eta C \cdot \lambda_x \eta \Big|_{\eta_N=1} = \beta_i \cdot (\pi_N^0 - \pi_N^i); \quad (20)$$

$$j_i \cdot \lambda_\tau \xi_i = D_i \cdot \lambda_{\eta_i} C \cdot \lambda_x \eta_i \Big|_{\eta_i=1} - D_{i-1} \cdot \lambda_{\eta_{i-1}} C \cdot \lambda_x \eta_{i-1} \Big|_{\eta_{i-1}=0}, \quad (21)$$

где λ_τ , λ_η , λ_x – дифференциально-разностный оператор по τ , η , x соответственно.

Для решения системы уравнений (18–21) используется неявный метод с конечным числом итераций, количество которых зависит от порядка системы уравнения.

К преимуществам данного метода следует отнести возможность моделирования процесса с произвольным числом одновременно существующих фаз и их чередования в области $[0, L]$. Для этого на очередном временном шаге осуществ-

ляется проверка на появление фазы и выбираются новые граничные условия. Расчет концентрации $C(x, \tau)$ и скоростей $v_i = \frac{d\xi_i}{d\tau}$ производится методом прогонки. С полученными значениями скоростей проводятся итерации с целью уточнения скоростей межфазных границ:

$$\bar{v}_i = \frac{v_i + \hat{v}_i}{2};$$

$$\xi_i = \hat{\xi}_i + \bar{v}_i \cdot \tau,$$

где $\hat{\xi}_i, \hat{v}_i$ – значения на предыдущем временном слое.

В конце итерационного процесса необходима проверка на исчезновение фаз. Если область существования некоторых фаз оказалась меньше некоторой заранее заданной точности, то из системы уравнений (15) исключаются уравнения, соответствующие таким фазам. Соответственно преобразовываются расчетные области.

Предложенный метод численного решения задач многофазной диффузии позволяет отследить положение межфазной границы, скорость ее передвижения, при этом возможно моделирование переменного числа фаз и их толщины, разрывы концентраций на границах также учитываются. Это является несомненным достоинством при решении задач структурообразования при азотировании, так как учитываются именно те факторы, которые в конечном итоге влияют на свойства поверхностного слоя изделия.

По итогам исследования образцов технического железа были получены данные моделирования. Результаты численных расчетов качественно согласуются с экспериментальными данными, что свидетельствует об адекватности рассмотренных моделей расчетов [3].

В таблице приведены данные расчетов по первому и второму численному методу решения задачи многофазной диффузии (в числителе дроби) и экспериментальные (в знаменателе).

Расчет толщины азотируемого слоя*

№ метода	Температура, °С	Время процесса, ч	Азотный потенциал, $am^{1/2}$	Толщина слоя, мкм		
				α	γ	ε
1	540	9	2,64	300/260	0,7/1–2	1,5/1–2
2	540	9	1,98	600/550	4/4–5	8/7–10

*Материал – техническое железо.

Рассмотренные численные методы решения задачи многофазной диффузии при азотировании позволяют получать различное число фаз, фиксировать их появление и рассасывание, учитывать скачки концентраций на границах. Однако первый из методов затрудняет явное выделение межфазной границы и скорость ее перемещения. Поэтому в случае необходимости точного отслеживания положения межфазных границ целесообразно использовать метод решения, основанный на подстановке Ландау.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. *Лахтин Ю.М.* Регулирование фазового состава и содержания азота в нитридном слое при азотировании стали 38Х2МЮА // *МиТОМ.* – 1996. – № 1. – С. 5–11.
2. *Лахтин Ю.М., Коган Я.Д., Булгач А.А.* Азотирование в машиностроении // *Сб. научных трудов МАДИ.* – 1986. – С.42–49.
3. *Бенгина Т.А.* Оптимизация технологического процесса газового азотирования: Дисс. ... канд. техн. наук. – Самара: Самар. гос. техн. ун-т, 2008. – 155 с.
4. *Коган Я.Д., Булгач А.А.* Моделирование на ЭВМ кинетики диффузионного насыщения при газовом азотировании // *МиТОМ.* – 1984. – № 1. – С. 10–19.
5. *Лившиц М.Ю.* Теория и алгоритмы оптимального управления термодиффузионными процессами технологической теплофизики по системным критериям качества: Дисс. ... докт. техн. наук. – Самара: Самар. гос. техн. ун-т, 2001. – 425 с.

Статья поступила в редакцию 16 февраля 2015 г.

ANALYSIS METHODS FOR SOLVING PROBLEMS OF STRUCTURE FORMATION DURING NITRIDING

T.A. Bengina

Samara State Technical University
244, Molodogvardeyskaya st., Samara, 443100, Russian Federation

The paper carries out the analysis of numerical methods for solving the problem of structure formation during gas nitriding. The paper highlights the advantages and disadvantages of the combined method based on the finite-difference time approximation and the use of finite element method by the spatial coordinate, and the method with coordinate transformation which transforms a time-varying part into stationary. It was found that the distribution of nitrogen throughout of the surface layer significantly affect the performance of the product and the technical and economic parameters of the process, so the use of numerical methods for solving the problem helps predict the structure of the nitrated layer at different technological modes.

Keywords: gas nitriding, heatmass transfer, numeral decision, method of eventual elements, finite difference approximation, multiphase diffusion.

УДК 517.958:621.785.54/.56

ДИНАМИКА ЧАСТИЦ ПОРОШКА ПРИ ВЗРЫВНОМ НАПЫЛЕНИИ**А.И. Крестелев**Самарский государственный технический университет
Россия, 443100, г. Самара, ул. Молодогвардейская, 244

Исследуется процесс взаимодействия фронта ударной волны с частицами порошка, используемого при напылении износостойких покрытий методом взрывного напыления. Анализируются алгоритмы решения задачи при различных параметрах взрывной ударной волны. Проводится сравнительный анализ различных вариантов аппроксимации скорости ударной волны в воздухе. Методом квадратур численно решается интегральное уравнение, описывающее «увлечение» частиц порошка продуктами детонации (ПД) взрывчатого вещества. Анализируется характер изменения скорости движения частиц во фронте волны разрежения ПД.

Ключевые слова: взрывная ударная волна, продукты детонации, частицы порошка.

Взрывное напыление можно отнести к числу эффективно используемых методов обработки поверхности материалов с целью создания износостойких покрытий и упрочнения их поверхности [1, 2]. Технологические возможности этого метода весьма широки. Изменяя тип взрывчатого вещества (ВВ), его массу, а также конструктивные особенности взрывной камеры, можно добиться высокой эффективности создаваемого покрытия.

Ранее автором было получено интегральное уравнение, описывающее динамику частиц порошка во фронте взрывной ударной волны в воздухе [3]. В основе простой физической модели лежит процесс неупругого соударения молекул продуктов детонации взрывчатого вещества с частицами порошка. При этом предполагалось, что масса молекулы m значительно меньше массы частицы порошка M . Уравнение движения частицы при этом записывается в виде [3]

$$v + Au \int_{r_0}^r \frac{v}{x^3 v_d} dx = Au \int_{r_0}^r \frac{u}{x^3 v_d} dx, \quad (1)$$

где $A = \frac{3m_0 S}{4\pi M}$, r_0 – расстояние от центра заряда взрывчатого вещества до части-

цы порошка в начальный момент времени, m_0 – масса заряда взрывчатого вещества, M – масса частицы порошка, u – массовая скорость ПД, v – скорость движения частицы порошка, v_d – скорость фронта ударной волны, S – площадь поперечного сечения частицы, r – расстояние в произвольный момент времени. Если навеска порошка закреплена на поверхности заряда ВВ, то r_0 – это радиус самого заряда.

Для определения массовой скорости u , входящей в уравнение (1), используем простую связь между скоростью и давлением продуктов детонации [4]:

$$u = \sqrt{\frac{2}{k+1} \cdot \frac{P}{\rho}}, \quad (2)$$

где k – показатель изоэнтропии воздуха, $k \approx 1,2 \div 1,3$, P – давление в волне разрежения продуктов детонации, ρ – плотность продуктов детонации. Давление P исследовалось в работе [5] и было получено соотношение

$$P = \alpha P_H \left(\frac{r}{r_0} \right)^{-9}, P_K \leq P \leq P_H; \quad (3)$$

$$P = \beta P_K \left(\frac{r}{r_0} \right)^{-3k}, P \leq P_K,$$

где $\alpha = 0,43$, $\beta = 6,9$, P_H – давление в плоскости Чапмена – Жуге, P_K – давление в точке сопряжения [5]. Соотношение (3) записано для сферического заряда взрывчатого вещества. Существует аналогичное соотношение и для цилиндрического заряда ВВ [5].

Аналитическое соотношение для скорости фронта ударной волны v_d было получено на основе экспериментальных данных об изменении скорости воздушной ударной волны в зависимости от расстояния до центра заряда ВВ [4]. Так как это очень высокоскоростной процесс, то скорость определялась не в точке, а в некотором интервале. Экспериментальная зависимость аппроксимировалась линейной функцией. Для этого использовалась процедура линейной регрессии в системе MathCAD. Расчеты проводились для гексогена. В результате для скорости фронта воздушной ударной волны было получено соотношение

$$v_d(r) = a + br, \quad (4)$$

где $a = 9,5 \cdot 10^3 \text{ м/с}$, $b = -5,5 \cdot 10^4 \text{ с}^{-1}$.

На рис. 1 приведено «облако» исходных точек и результат линейной регрессии $v(r)$.

Как показывает анализ, более точное совпадение исходных экспериментальных данных и их аналитической аппроксимации наблюдается при нелинейной аппроксимации. В MathCAD существует процедура линейной регрессии общего вида, когда аппроксимирующая функция задается комбинацией нелинейных функций. В результате применения этой процедуры была определена зависимость скорости фронта ударной волны от расстояния:

$$v_d(r) = v_0 + ae^{-100 \cdot r} + br, \quad (5)$$

где $a = 11860 \text{ м/с}$, $b = 15610 \text{ с}^{-1}$, $v_0 = 7310 \text{ м/с}$.

На рис. 1 кроме линейной аппроксимации показана также функция $V(r)$, отображающая зависимость (5) и являющаяся результатом линейной регрессии общего вида.

Сравнительный анализ линейной и нелинейной аппроксимации скорости волны показывает, что нелинейная аппроксимация более точно отображает экспериментальную зависимость. Однако, как следует из уравнения (1), характер изменения скорости фронта ударной волны влияет на окончательный результат значительно меньше, чем, например, массовая скорость и плотность продуктов

детонации. Поэтому дальнейшие расчеты проводились с линейной зависимостью скорости фронта ударной волны от расстояния.

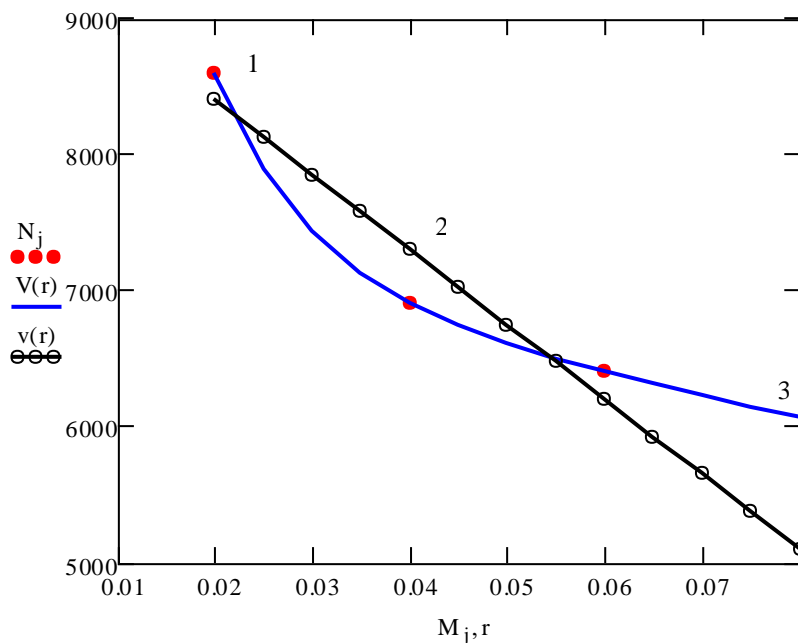


Рис. 1. Линейная и нелинейная аппроксимации зависимости скорости ударной волны от расстояния:

1 – экспериментальные данные; 2 – линейная аппроксимация экспериментальных данных; 3 – нелинейная аппроксимация экспериментальных данных

На результат решения уравнения (1) существенно влияет массовая скорость u продуктов детонации, так как в рамках рассматриваемой модели именно продукты детонации «увлекают» частицы порошка. На начальном этапе расширения плотность продуктов детонации даже выше, чем плотность исходного взрывчатого вещества. Существует оценочное соотношение

$$\rho = \rho_0 \left(\frac{k+1}{k} \right), \quad (6)$$

где ρ_0 – начальная плотность ВВ, k – показатель изоэнтропы, который для зоны химической реакции при взрыве равен 3. Если, например, плотность гексогена $\rho_0 = 1.6 \cdot 10^3 \text{ кг/м}^3$, то начальная плотность продуктов детонации гексогена будет $\rho = 2.1 \cdot 10^3 \text{ кг/м}^3$. Таким образом, порошковая насадка на заряде взрывчатого вещества оказывается под воздействием газовой струи с плотностью, сравнимой с плотностью твердого тела или жидкости и движущейся с массовой скоростью $\sim 2000 \div 3000 \text{ м/с}$.

При расширении продуктов детонации в газовой среде их плотность с учетом сохранения массы будет уменьшаться $\sim 1/r^3$ для сферического заряда ВВ. Тогда с учетом соотношений (2), (3) массовая скорость продуктов детонации запишется в виде

$$u(r) = B_1 r^{-3}, \quad P_k \leq P \leq P_h \quad u(r) = B_2 r^{\frac{3-3k}{2}}, \quad P \leq P_k, \quad (7)$$

$$\text{где } B1 = \left(\frac{2\pi\alpha P_H}{3m_0 r_0^{-9}}\right)^{0.5}, \quad B2 = \left(\frac{8\pi\beta P_k}{3m_0 r_0^{-3\cdot k}(k+1)}\right)^{0.5}.$$

Численное решение уравнения (1) производилось для частиц порошка бора размером 5 мкм, в качестве взрывчатого вещества выбирался сферический заряд гексогена радиусом 2 см. Насадка распыляемого порошка располагалась непосредственно на поверхности заряда ВВ.

Уравнение (1) – это интегральное уравнение Вольтерра второго рода. Запишем его в стандартной форме:

$$v(r) - \int_{r_0}^r K(r, x)v(x)dx = f(r), \quad (8)$$

где ядро интегрального уравнения $K(r, x)$ определяется соотношением

$$K(r, x) = -\frac{Au(x)}{r^3(a+bx)}. \quad (9)$$

При определении ядра уравнения $K(r, x)$ использовалась линейная аппроксимация скорости фронта ударной волны. Функция $f(r)$ зависит от массовой скорости продуктов детонации, скорости распространения воздушной ударной волны и определяется соотношением

$$f(r) = Au(r) \int_{r_0}^r \frac{u(x)dx}{x^3(a+bx)}. \quad (10)$$

Интегральное уравнение (8) решалось методом квадратур [6]. Для определения значений искомой функции в узловых точках записывается линейное алгебраическое уравнение:

$$V_0 = f(s_0);$$

$$V_k - h \sum_{j=0}^k A_{kj} K(s_k, s_j) V_j = f(s_k); \quad k = 1, \dots, n, \quad (11)$$

где n – число отрезков разбиения области определения, s_k – узловые точки разбиения области определения, h – шаг разбиения. Так как выбиралась квадратурная формула трапеции, то коэффициенты A_{kj} определяются простыми соотношениями $A_{k0} = A_{kk} = 0.5$, $A_{kj} = 1$. Если учесть определение функции $f(r)$ и то, что $s_0 = r_0$, то $V_0 = 0$. Это естественно, так как предполагается, что в начальный момент времени частицы порошка покоятся.

Решение системы алгебраических уравнений для скорости в узловых точках в общем виде можно записать:

$$V_k = \frac{f(s_k) + h \sum_{j=1}^{k-1} A_{kj} K(s_k, s_j) V_j}{1 - h \cdot A_{kk} K(s_k, s_k)} \quad k = 1, \dots, n. \quad (12)$$

Соотношение (12) определяет значение скорости в узловых точках, однако, согласно [6], можно записать приближенное решение в виде непрерывной функ-

ции от расстояния r , при этом точка r располагается в интервале между ближайшими узлами $s_k \leq r \leq s_{k+1}$:

$$v(r) = \frac{f(r) + h \sum_{j=0}^k A_{kj} K(r, s_j) V_j + 0.5(r - s_k) K(r, s_k) V_k}{1 - 0.5(r - s_k) K(r, r)}. \quad (13)$$

Результаты численного решения уравнения (1) представлены на рис. 2.

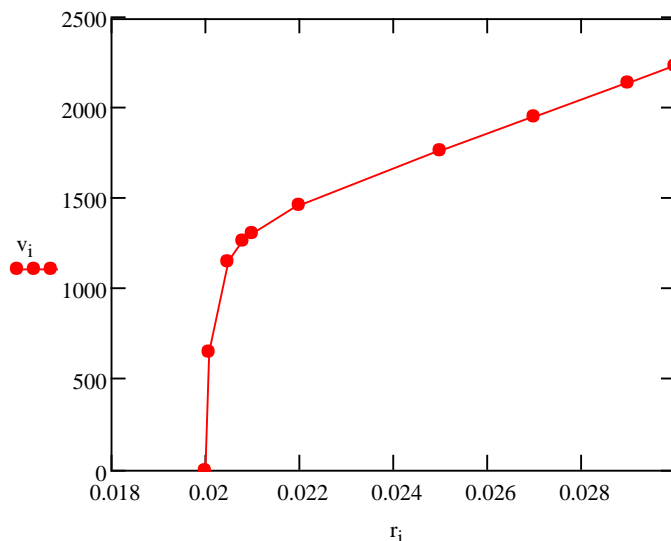


Рис. 2. Зависимость скорости движения частиц порошка от расстояния

Как видно из рисунка, скорость частицы очень быстро растет в начале процесса расширения продуктов детонации в окружающую среду. Это объясняется очень высокой начальной плотностью продуктов детонации и высокой их массовой скоростью. То есть частицы практически «увлекаются» разлетающимися продуктами детонации. Начальная стадия процесса развивается за время $\sim 10^{-7}$ с. Далее, как видно из графика, процесс замедляется по мере уменьшения плотности и массовой скорости ПД и выходит на линейную зависимость скорости от расстояния. Характерно, что уже на расстоянии $\sim 1,5 \cdot r_0$ скорость движения частиц порошка достигает массовой скорости продуктов детонации. Масса частиц порошка значительно больше массы молекул ПД, и они более инертны. Следовательно, начнется обратный процесс, когда движущиеся с большей скоростью частицы порошка будут взаимодействовать с молекулами ПД, и через некоторое время рост скорости прекратится. Однако этот процесс в рамках рассматриваемой модели описать нельзя, так как предполагалось, что скорость движения молекул продуктов детонации больше скорости частиц порошка.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. Валюженич М.К., Кривченко А.Л., Штеренберг А.М. Модификация поверхности титановых сплавов взрывоплазменным напылением // Деформация и разрушение. – 2008. – Вып. 5. – С. 44–47.
2. Крестелев А.И., Валюженич М.К., Довбня Л.А. Использование взрывных ударных волн для нанесения покрытий на поверхности металлов // Физика прочности и пластичности материалов: Сб. тезисов XVII Междунар. конф. – Самара: СамГТУ, 2009. – С. 239–240.

3. Крестелев А.И. Моделирование процесса увлечения частиц порошка взрывными ударными волнами // Вестник Самарского государственного технического университета. Сер. Физико-математические науки. – 2014. – № 2(35). – С. 125–129.
4. Физика взрыва: Т. 1 / Под редакцией Л.П. Орленко. – М.: Физматлит, 2004. – 823 с.
5. Крестелев А.И. Термодинамический анализ взаимодействия взрывных ударных волн с поверхностью материалов // Известия СНЦ РАН. – 2011. – Т. 13. – № 6. – С. 72–76.
6. Арушанян И.О. Численное решение интегральных уравнений методом квадратур. – М.: МГУ, 2012. – 71 с.

Статья поступила в редакцию 5 февраля 2015 г.

THE DYNAMICS OF THE POWDER PARTICLES IN AN EXPLOSIVE PLATING

A.I. Kretelev

Samara State Technical University
244, Molodogvardeyskaya st., Samara, 443100, Russian Federation

The paper considers the interaction of a shock wave front with the powder particles used for the deposition of wear resistant coatings by the method of explosive spraying. Analyzed the algorithms for solving the problem in different settings explosive shock wave. Comparative analysis of various options for the approximation of the velocity of the shock wave in the air is done. By the method of quadratures numerically solved the integral equation describing the "entrainment" of the powder particles of the products of detonation (PD) explosives. The nature of changes in the velocity of the particles in the wave front of the rarefaction PD is examined.

Keywords: explosive shock wave, detonation products, the powder particles.

УДК 662.215.12

О МЕТОДАХ ОПРЕДЕЛЕНИЯ ТРОТИЛОВОГО ЭКВИВАЛЕНТА ВОДОНАПОЛНЕННОГО ГЕКСОГЕНА ПО УТОЧНЕННЫМ МЕТОДИКАМ

А.Л. Кривченко¹, И.А. Клюстер², О.М. Васильева²

¹ Самарский государственный технический университет
Россия, 443100, г. Самара, ул. Молодогвардейская, 244

² Самарский государственный университет путей сообщения
Россия, 443066, г. Самара, 1-й Безьямный пер., 18

Рассмотрены вопросы работоспособности сухих и водонаполненных ВВ. Показано изменение значений тротилового эквивалента водонаполненного гексогена плотностью 1,43 г/см³ и насыпного гексогена плотностью 1,03 г/см³ соответственно на всем участке расширения. Показано, что максимальный рост работоспособности конденсированных ВВ приходится на начало адиабатического расширения, а именно на первые 10 % расширения ПД, далее идет плавное снижение роста работоспособности. Зафиксировано, что максимальное значение тротилового эквивалента приходится не к нулевой плотности расширения ПД, а к плотности расширения $\rho_2/\rho_1 = 0,9$. Определены значения тротилового эквивалента водонаполненной системы. Исходя из рассмотренных методик определения работоспособности и тротилового эквивалента предложена формула для определения тротилового эквивалента конденсированных ВВ.

Ключевые слова: гексоген, водонаполненные взрывчатые системы, работа взрыва, теплота взрыва, тротильный эквивалент.

Важной энергетической характеристикой взрывчатых веществ (ВВ), определяющей их бризантность, является механическая работа, которую совершает взрыв в плотных средах. Мерой идеальной работоспособности ВВ может служить максимальная работа, которую совершают продукты взрыва (ПВ) при своем адиабатическом расширении до давления окружающей среды [1, 2]. В работе [3] А.Ф. Беляев дал определение работоспособности ВВ и предложил определять идеальную работу взрыва с помощью следующего выражения:

$$A = Q[1 - (v_1 / v_2)^{n-1}]. \quad (1)$$

Фактическая величина работы, совершаемой продуктами взрыва в плотных средах, всегда меньше, чем идеальная величина, из-за химических и термодинамических потерь энергии взрыва. К.К. Шведов [4] для приближенного вычисления работы, совершаемой ПВ при их расширении до не слишком малых давлений, когда еще возможно пользоваться политропой вида $pv^n = \text{const}$, предложил пользоваться следующим выражением:

$$A = u_1^2 n / (n-1) [1 - (p_2 / p_1)^{n-1}], \quad (2)$$

Александр Львович Кривченко (д.т.н., проф.), профессор.

Иван Александрович Клюстер, аспирант.

Ольга Михайловна Васильева (к.т.н.), доцент.

где u_1 , u_1^2 , p_1 – соответственно массовая скорость, полная энергия единицы массы ПВ, плотность ПВ в точке Жуге; p_2 – плотность ПВ к концу расширения.

Данное уравнение пригодно для описания поведения ПВ на всех стадиях расширения и имеет общий для конденсированных ВВ вид. К.К. Шведов в качестве критерия работоспособности ВВ предлагает использовать величину $A_{0,5}$, при которой происходит двукратное расширение ПВ ($v_2/v_1 = 2$), составляющее 60–70 % полной работы расширения (A_0).

Представляет интерес подробно рассмотреть изменение работы взрыва ПД взрывчатого вещества из точек Жуге до степени расширения p_2/p_1 и проследить изменение тротилового эквивалента исследуемых ВВ в разных точках расширения ПД. Данным вопросам посвящена настоящая работа.

Расчет работоспособности ВВ

На рис. 1 приведены зависимости работы взрыва ПД гексогена плотностью заряда $1,44 \text{ г/см}^3$ (1), системы «гексоген – вода» $0,75/0,25$ плотностью заряда $1,43 \text{ г/см}^3$ (2), насыпного гексогена плотностью $1,03 \text{ г/см}^3$ (3) и тротила плотностью $1,0 \text{ г/см}^3$ (4), рассчитанные по (2). Видно, что все кривые сухих конденсированных ВВ подобны. На всем участке расширения ПД конденсированных ВВ наблюдается постоянный рост значений работы взрыва. В случае водонаполненной системы рост наблюдается при 85%-м расширении ПД и достигает $3,53 \text{ кДж/г}$, при дальнейшем расширении ПД водонаполненной системы значение работы взрыва не растет.

При 10%-м расширении ПД рост кривых зарядов водонаполненной системы плотностью $1,43 \text{ г/см}^3$ и гексогена плотностью $1,44 \text{ г/см}^3$ совпадает, затем заряды гексогена «уходят в отрыв» и при расширении до нулевой плотности работа взрыва достигает максимального значения $4,78 \text{ кДж/г}$. При 75%-м расширении ПД значение работы взрыва водонаполненной системы плотностью $1,43 \text{ г/см}^3$ превышают значение работы взрыва насыпного гексогена плотностью $1,03 \text{ г/см}^3$, затем идет затухание роста работы взрыва водонаполненной системы, тогда как значение работы взрыва насыпного гексогена плотностью $1,03 \text{ г/см}^3$ продолжает расти и при нулевой плотности достигает максимального значения $3,79 \text{ кДж/г}$.

Мера максимального роста работоспособности исследуемых ВВ приходится на начало адиабатического расширения, а именно на первые 10% расширения ПД, далее идет плавное снижение роста работоспособности. Вероятно, это связано с физическими свойствами ВВ.

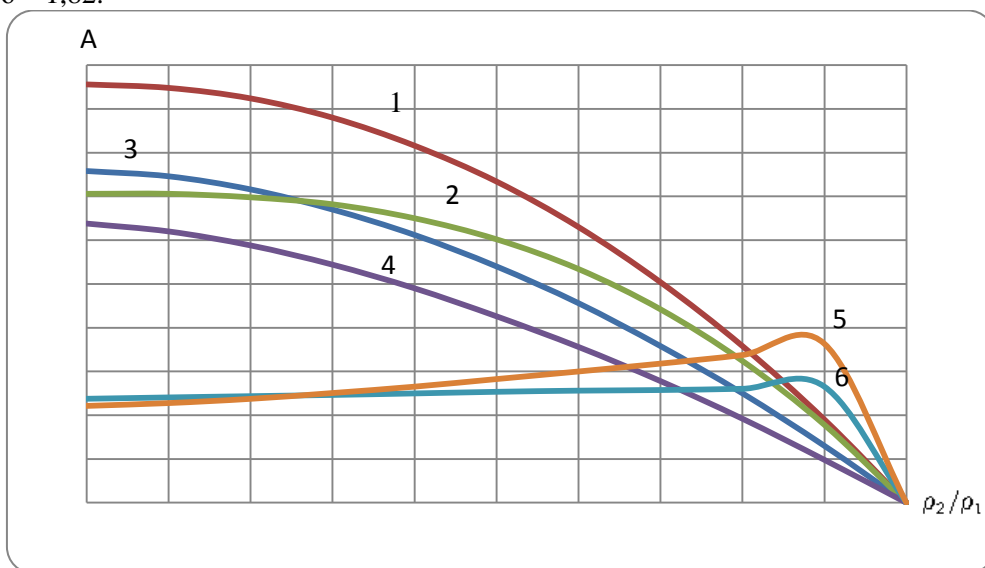
При наличии значений работы взрыва ПД конденсированных ВВ на всех стадиях расширения из точек Жуге до расширения нулевой плотности представляет интерес определить максимальное значение работоспособности конкретного ВВ через показатель работоспособности тротила – другими словами, через тротильный эквивалент. Согласно [5] значение тротилового эквивалента может быть рассчитано по следующим выражениям:

$$a_{T1} = A_{\text{вв}} / A_T; \quad (3)$$

$$a_{T2} = (\eta_u Q_{\text{взр}}) / 4186 \eta_m, \quad (4)$$

где $a_{T1,2}$ – эквивалент; A_{BB} – работа взрыва ПД исследуемого ВВ; A_T – работа взрыва ПД тротила; Q – удельная теплота взрыва исследуемого ВВ; η_u, η_m – термодинамические коэффициенты взрыва исследуемого ВВ и тротила соответственно.

На рисунке кривыми 5 и 6 показаны значения отношений работоспособности водонаполненного гексогена плотностью $1,43 \text{ г/см}^3$ и насыпного гексогена плотностью $1,03 \text{ г/см}^3$ соответственно к работоспособности тротила. Как видно на рисунке, максимальное значение тротилового эквивалента приходится не к нулевой плотности расширения ПД, а к плотности расширения $p_2/p_1 = 0,9$, и в случае насыпного гексогена достигает значения 1,33, а в случае водонаполненного – 1,82.



Зависимость работы взрыва ПД исследуемых ВВ от плотности расширения ПД

Согласно выражению (4) значение тротилового эквивалента напрямую зависит от значения выделенной энергии при взрыве. Авторами работы [6] был проведен ряд экспериментов по определению теплоты взрыва водонаполненного гексогена в зависимости от содержания воды и дисперсности порошка. Так, в данной работе было экспериментально показано, что теплота взрыва на единицу веса гексогена различной степени дисперсности линейно возрастает при увеличении содержания воды в заряде от 0 до 24 %, а введение в заряд ВВ воды более 24 % не приводит к дальнейшему увеличению теплоты взрыва. На основе данных по теплоте взрыва системы «гексоген – вода» с пропорциональным соотношением 75/25 был определен тротильный эквивалент данного продукта по (4). Результаты вычислений приведены в таблице.

Результаты вычислений

ВВ/система	$\rho, \text{ г/см}^3$	$Q, \text{ Дж/г}$	$a_{T1} (3)$	$a_{T2} (4)$	$a_T (5)$
Гексоген	1,03	5 422	1,33	1,33	1,33
Гексоген – вода 0,75/0,25	1,43	6 552	1,82	1,76	1,82

В таблице приведены значения тротиловых эквивалентов насыпного и водонаполненного гексогена, рассчитанные по (3) и (4). Видно неплохое совпадение полученных результатов. Так как выше уже было отмечено, что максимальное значение тротилового эквивалента приходится не к нулевой плотности расширения ПД, а к плотности расширения $p_2/p_1 = 0,9$, и при этом расширении работа взрыва тротила составляет 0,49 кДж/г, то представляется возможным расчет тротилового эквивалента вести по следующему выражению:

$$a_T = [u_1^2 n / (n - 1)(1 - 0,9^{n-1})] / 0,49, \quad (5)$$

где a_T – эквивалент; u_1, u_1^2 – соответственно массовая скорость, полная энергия единицы массы ПВ; 0,49 кДж/г – работа ПД тротила при $p_2/p_1 = 0,9$.

Максимальное значение тротилового эквивалента в точке расширения ПД исследуемых ВВ, равной 0,9, подтверждает максимальный рост работоспособности ВВ на данном участке и может служить критерием работоспособности исследуемого ВВ.

Выводы

1. В работе подробно рассмотрено изменение работы взрыва ПД взрывчатого вещества из точек Жуге до степени расширения p_2/p_1 .

2. Показано изменение значений тротиловых эквивалентов водонаполненного гексогена плотностью 1,43 г/см³ и насыпного гексогена плотностью 1,03 г/см³ соответственно на всем участке расширения.

3. Показано, что максимальное значение тротилового эквивалента приходится не к нулевой плотности расширения ПД, а к плотности расширения $p_2/p_1 = 0,9$.

4. Исходя из рассмотренных методик определения работоспособности и тротилового эквивалента предложена формула для определения тротилового эквивалента конденсированных ВВ.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК.

1. Дубнов Л.В., Бахаревиц Н.С., Романов А.И. Промышленные взрывчатые вещества: 3-е изд. – М.: Недра, 1988.
2. Балаганский И.А., Мерзиевский Л.А. Действия средств поражения и боеприпасов. – Новосибирск: НГТУ, 2004.
3. Беляев А.Ф. О полной работе взрыва // А.Ф. Беляев. Физика взрыва. – М.: Изд. АН СССР, 1953. – Сб. № 2. – С. 27.
4. Шведов К.К. Об определении работоспособности ВВ // Физика горения и взрыва. – 1984. – Т. 20. – № 3. – С. 60–64.
5. Кривченко А.Л., Клюстер И.А. Расчет параметров взорвавшихся остатков пропано-воздушной смеси вагона цистерны // Вестник Института проблем естественных монополий. Техника железных дорог. – 2014. – № 3 (27). – С. 59–61.
6. Ващенко В.И., Матюшин Ю.Н., Пелекин В.И., Апин А.Я. Энергия взрыва водонаполненного гексогена // Физика горения и взрыва. – 1971. – Т. 3. – С. 429–432.

Статья поступила в редакцию 5 марта 2015 г.

ON THE METHODS OF DETERMINATION OF TNT RDX WATER-FILLED ACCORDING TO SPECIFIED PROCEDURES

*A.L. Krivchenko*¹, *I.A. Klyuster*², *O.M. Vasilieva*²

¹ Samara State Technical University
244, Molodogvardeyskaya st., Samara, 443100, Russian Federation

² Samara State University of Transport
18, 1 Bezimyanii per., Samara, 443066, Russian Federation

The issues of efficiency and dry water-filled explosives. Shows the change in the values of TNT equivalent water-filled RDX density of 1.43 g / cm^3 and a bulk density of RDX 1.03 g / cm^3 , respectively in the whole area of expansion. It is shown that the maximum growth performance of condensed explosives occurs at the beginning of adiabatic expansion, namely the first 10% expansion of the detonation products, followed by a gradual decline in growth performance. Stipulates that the maximum value of TNT is necessary not to zero density expansion of the detonation products and to expand density $p_2 / p_1 = 0,9$. The values of TNT equivalent water-filled system. Based on the discussed methods for determining the health and TNT, proposed a formula for determining the TNT equivalent of condensed explosives.

Keywords: *RDX, explosives, water-system, the work of the explosion, the heat of the explosion of TNT.*

*Alexander L. Krivchenko (Dr. Sci. (Techn.)), Professor.
Ivan A. Klyuster, Postgraduate Student.
Olga M. Vasilieva (Ph.D. (Techn.)), Associate Professor.*

УДК 669.01

ИССЛЕДОВАНИЕ ТЕХНОЛОГИЧЕСКОГО ПРОЦЕССА ТЕРМИЧЕСКОЙ ОБРАБОТКИ ДЕТАЛЕЙ ИЗ СПЛАВА АК7ч ДЛЯ СОКРАЩЕНИЯ ВРЕМЕНИ ИЗГОТОВЛЕНИЯ ГОТОВОЙ ПРОДУКЦИИ

Е.М. Фомичёва

Самарский государственный технический университет
Россия, 443100, г. Самара, ул. Молодогвардейская, 244

E-mail: rouge@mail.ru

Исследовано влияние режимов термической обработки на получение качественных механических свойств и микроструктуры деталей из марки литейного алюминиево-го сплава АК7ч, соответствующих требованиям производственной инструкции по термической обработке. Методами металлографического анализа изучена микроструктура сплава детали и разрывных образцов и их механические свойства по двум разным режимам (с естественным старением и без естественного старения). Описан выбор режимов дальнейшей термической обработки материала деталей. Благодаря исследованию технологического процесса изготовления деталей сокращено время их производства без потери качества их свойств.

Ключевые слова: закалка, литейный алюминиевый сплав АК7ч, микроструктура, естественное старение, механические свойства.

В мировой промышленности алюминиевые сплавы характеризуются наибольшим объемом производства среди цветных металлов и уступают только стали. Практически нет ни одной отрасли, в которой не использовались бы алюминиевые сплавы. Алюминий и алюминиевые сплавы – первые конструкционные металлы, которые использованы в самолетостроении. Свое значение в самолетостроении алюминий сохраняет и сейчас – до 75 % массы современного самолета составляют детали на его основе [1].

Наибольшее распространение получил сплав АК7ч (АЛ9). Он применяется для изготовления авиационных подвесок, а также тонкостенных отливок сложной формы.

Данный сплав имеет ряд особенностей: повышенную жидкотекучесть, обеспечивающую получение тонкостенных и сложных по конфигурации отливок; сравнительно невысокую линейную усадку; пониженную склонность к образованию горячих трещин [2].

Достоинством сплавов на основе системы Al–Si является повышенная коррозионная стойкость во влажной и морской атмосферах. Недостатки этих сплавов – повышенная газовая пористость и пониженная жаропрочность. Технология литья сплава АК7ч более сложна и требует применения операций модифицирования. Получаемые отливки плотны, герметичны, имеют концентрированную усадочную раковину [3].

Детали подвергаются термической обработке: закалка + естественное старение.

Цель закалки – получить в сплаве предельно неравновесное фазовое состояние (пересыщенный твердый раствор с максимальным содержанием легирующих элементов). Такое состояние обеспечивает, с одной стороны, непосредственное повышение (по сравнению с равновесным состоянием) твердости и прочности, а с другой стороны, возможность дальнейшего упрочнения при последующем старении.

Старение представляет собой выдержку закаленного сплава при некоторых (относительно низких) температурах, при которых начинается распад пересыщенного твердого раствора или в твердом растворе происходят структурные изменения, являющиеся подготовкой к распаду. Цель старения – дополнительное повышение прочности закаленных сплавов.

Выдержку закаленных алюминиевых сплавов в естественных условиях (при температуре окружающей среды), которая приводит к определенным изменениям структуры и свойств (прочность, как правило, повышается), называют естественным старением.

Свойства алюминиевых сплавов в свежезакаленном состоянии могут значительно отличаться от их свойств спустя определенное время после закалки (в результате естественного старения) [4].

Марка АК7ч распространена в производстве не только в России, но и в зарубежных странах. По западной классификации марка АК7ч входит в систему 4xxx (сплавы, где главный легирующий элемент – Si). В табл. 1 представлены точные и ближайшие зарубежные аналоги материала АК7ч.

Таблица 1

Зарубежные аналоги материала АК7ч

США	Германия	Япония	Франция	Англия	Китай	Inter
–	DIN, WNr	JIS	AFNOR	BS	GB	ISO
323 356.0 A03560	G- AlSi7Mg	AC4C	A-S7G AS7G03	LM25	HZL101 ZAlSi7Mg ZL101 ZL11	AlSi7Mg AlSi7Mg(Fe)

Вопросы технологии термической обработки данного материала также поднимаются в зарубежной литературе. В 2010 г. проведено исследование влияния температуры закалки на фазу кремния в микроструктуре сплава A356, который является аналогом сплава АК7ч. Выяснено, что оптимальной температурой закалки для сфероидизации кремния является температура 535 °С с выдержкой 4 ч [5]. В свою очередь, в данной работе детали и образцы также проходили закалку при похожем режиме (закалка при температуре 535 °С с выдержкой 5 часов).

В зарубежной литературе большое внимание уделялось процессам искусственного старения данных сплавов, их влиянию на микроструктуру, механическим свойствам, рассматривались различные температуры и выдержки при обработке образцов [6-9].

На производстве при изготовлении деталей из данного сплава возник вопрос сокращения времени изготовления деталей. Режим термической обработки для деталей указан в производственной инструкции, где выдержка при естественном

старении составляет 48 часов, что является нерентабельным для производства. Для решения вопроса оптимизации процесса производства необходимо изучить влияние термической обработки данного сплава: влияние режимов старения на микроструктуру и механические свойства отливок.

Целью данного исследования является изучение процесса термической обработки деталей из данного сплава для сокращения времени изготовления готовой продукции с сохранением микроструктуры и механических свойств соответственно нормативно-технической документации.

Материалы и методики

Для изготовления тонкостенных отливок сложной формы, в том числе авиационных подвесок, используется алюминиевый литой сплав марки АК7ч. Химический состав данного алюминиевого сплава по ГОСТ 1583-93 «Сплавы алюминиевые литейные» указан в табл. 2.

Таблица 2

Химический состав алюминиевого литейного сплава АК7ч по ГОСТ 1583-93

Fe	Si	Mn	Al	Cu	Pb	Be	Mg	Zn	Sn	Примеси	–
До 1,5	6–8	До 0,5	89,6 – 93,8	До 0,2	До 0,05	До 0,1	0,2–0,4	До 0,3	До 0,01	Всего 2	Ti+Zr<0,15

В исследовании рассматривались 4 плавки образцов. Химический состав каждой из плавки указан в табл. 3.

Таблица 3

Химический состав плавки эксперимента

№ плавки	Fe	Si	Mn	Cu	Mg	Zn
2	0,3	7,5	0,05	0,06	0,29	0,05
3	0,3	7,7	0,03	0,04	0,3	0,04
4	0,13	6,9	0,04	0,04	0,2	0,04
6	0,3	6,6	0,03	0,11	0,3	0,07

Изначальные данные по параметрам и режимам технологии производства деталей из алюминиевого сплава АК7ч взяты из технологического процесса предприятия.

Литье отливок производится в кокиль. Для измельчения структуры эвтектики и размеров кристаллов кремния расплав подвергают модифицированию, то есть в жидкий расплав вводят NaCl (1/3) в количестве 2 % от массы жидкого сплава.

После модифицирования отливаются экспресс-пробы на спектральный анализ материала. Спектральный анализ производят на спектрометре МФС-8. После подтверждения соответствия химического состава нормативно-технической документации производят отливку деталей и образцов на механические испытания. Далее детали и образцы-свидетели загружают в печь для проведения термической обработки в виде закалки, после закалки детали и образцы выдерживают 48 ч, за это время происходит процесс естественного старения, время выдержки которого описано в производственной инструкции и занесено в технологический процесс.

По окончании цикла термической обработки из образцов-свидетелей на слесарно-токарных станках вырезаются цилиндрические образцы на растяжение (предел прочности и относительное удлинение), а также образец на контроль микроструктуры (отсутствие пережога). Образец на пережог проходит процесс шлифовки и полировки на пробоподготовительном оборудовании металлографической лаборатории. Для выявления микроструктуры он травится в реактиве $\text{HF} + \text{HNO}_3 + \text{HCl} + \text{H}_2\text{O}$. Микроструктура шлифа смотрится с помощью анализатора фрагментов микроструктуры твердых тел Siams 700.

Механические свойства проверяются на двух образцах от плавки на разрывной машине ИР 5047-50.

Результаты

Процесс закалки деталей и образцов-свидетелей проводился при температуре 535 ± 5 °С с выдержкой 4-5 ч, охлаждение происходило в воде. Естественное старение происходило при комнатной температуре с выдержкой 48 ч.

В ходе эксперимента для выявления влияния времени выдержки при естественном старении на микроструктуру и механические свойства производился отбор проб на механические испытания без выдержки и с выдержкой 12, 24, 48 ч, а также проверена микроструктура на разрывных образцах со старением и без старения, на деталях со старением и без старения.

Механические свойства образцов указаны в табл. 4.

Таблица 4

Механические свойства отливок после закали и естественного старения с различным временем выдержки

№ плавки	Время выдержки, ч	Предел прочности σ_B , кгс/мм ²	Относительное удлинение δ , %
2	Без старения	26	12
3	12	25	14
4	24	24	13
6	48	25	14

На рис. 1, 2 показаны микроструктуры разрывных образцов со старением и без старения, а также шлифов, вырезанных из деталей со старением и без старения.

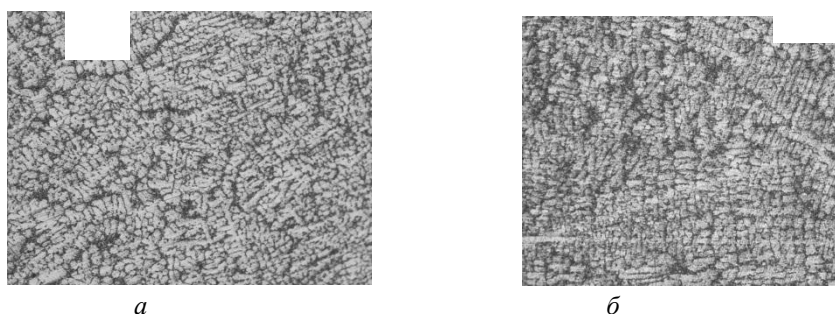


Рис. 1. Микроструктура разрывного образца:
а – без старения; б – со старением, увеличение $\times 100$

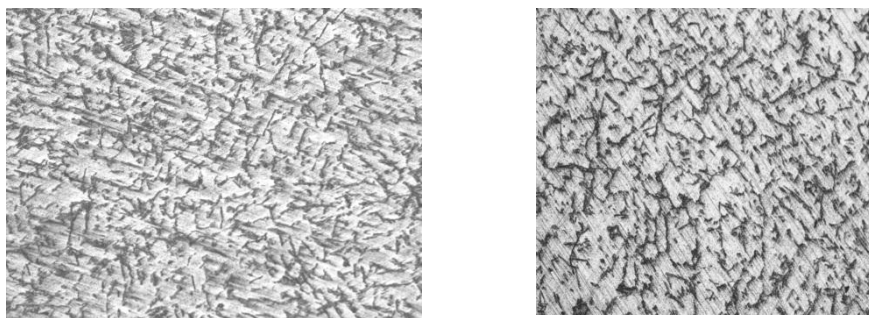


Рис. 2. Микроструктура детали:
а – со старением; б – без старения, увеличение $\times 100$

Обсуждение результатов

В настоящее время процесс изготовления деталей из сплава АК7ч широко рассматривается в основном в зарубежной литературе. Особое внимание уделяется процессам закалки и искусственного старения. Исследуются температуры и время выдержки на сфероидизацию кремниевых включений, механические свойства (предел прочности и удлинение), твердость.

В ходе анализа иностранной литературы выяснено, что в настоящее время приоритетным режимом термической обработки аналогов сплава АК7ч является режим закалка + искусственное старение. Температуры закалки варьируются от 550 °С с выдержкой 1 ч до 535 °С с выдержкой 4 ч [5]. Температуры искусственного старения исследуются в диапазоне 155–200 °С [9].

Одним из важных моментов получения качественной микроструктуры деталей является процесс модифицирования сплава. После модифицирования структура состоит из мелкодисперсной эвтектики и мелкозернистых кристаллов кремния. Измельчение структуры объясняется тем, что силицид натрия Na_2Si обволакивает пленкой кристаллы кремния и затрудняет их рост. Добавление магния в сплав дает дополнительную упрочняющую фазу – Mg_2Si .

Данный эксперимент поставлен для сокращения времени изготовления деталей, так как выдержка при естественном старении составляет 48 ч по производственной инструкции, что является экономически невыгодным для производственного предприятия.

Старение свойственно многим алюминиевым сплавам. Оно происходит в том случае, если вводимые в алюминий элементы образуют между собой или с алюминием интерметаллическое соединение, то есть химическое соединение двух или большего числа металлов, растворимое в алюминии при температуре закалки и стремящееся выделиться из твердого раствора при понижении температуры.

При наличии в химическом составе достаточного количества таких легирующих элементов, как медь, магний образует соединение с медью CuAl_2 и тройное соединение с медью и магнием Al_2CuMg , что характерно для алюминиевых сплавов системы Al–Cu. Оба эти соединения растворяются в алюминии при температуре закалки; при комнатной температуре растворимость их резко падает, и сплавы с этими фазами сильно упрочняются в результате процесса старения [4].

Из табл. 3 видно, что данные плавки имеют низкое процентное содержание меди и магния и наибольшее упрочнение вызывает фаза Mg_2Si , а фазы, способствующие упрочнению при естественном старении, отсутствуют.

Для подтверждения теоретической информации отобранные плавки подвергались закалке и различным по времени выдержкам при комнатной температуре. Плавка № 2 естественно не состаривалась, механические свойства и микроструктура достигались сразу после того, как деталь приобретала комнатную температуру после закалки. Плавки № 3, 4, 6 выдерживались при комнатной температуре по 12, 24 и 48 ч соответственно.

В ходе эксперимента выяснена зависимость механических свойств от времени выдержки деталей при естественном старении. Как видно из табл. 4, при увеличении времени выдержки предел прочности и относительное удлинение практически не меняются, неидентичность значений можно отнести к разнице химического состава в плавках.

На рис. 1 и 2 рассмотрена микроструктура образцов без естественного старения и с естественным старением. Из рисунков видно, что естественное старение не влияет на дисперсность зерна и распределение кремния.

Заключение

Из полученных данных можно сделать вывод: выдержка деталей в течение 2 суток необязательна, соответственно процесс изготовления деталей возможно сократить и производить дальнейшие операции сразу после охлаждения деталей до комнатной температуры, что экономически выгодно для производства.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. *Илларионов Э.И., Колобнев Н.И., Горбунов П.З.* Алюминиевые сплавы в авиакосмической технике. – М.: Наука, 2001. – 192 с.
2. *Davis J.R., Ed.* Aluminum and Aluminum Alloys. – ASM International, 1993.
3. *Белов Н.А.* Фазовый состав промышленных и перспективных алюминиевых сплавов: Монография. – М.: Изд. дом МИСиС, 2010. – 511 с.
4. *Колачев Б.А., Елагин В.И., Ливанов В.И.* Металловедение и термическая обработка цветных металлов и сплавов. – М.: МИСиС, 1999. – 416 с.
5. Effect of heat treatment on microstructure and tensile properties of A356 alloys // PENG Ji-hua, TANG Xiao-long, HE Jian-ting, XU De-ying // *Trans/ Nonferrous Met/ Soc/ China* 21 (2011)/ 1950-1956.
6. *Akhil K.T., Arul Sanjivi, Sellamuthu R.* The Effect of Heat Treatment and Aging Process on Microstructure and Mechanical Properties of A356 Aluminium Alloy Sections in Casting, *Procedia Engineering*, Volume 97, 2014, Pages 1676–168.
7. *Rincon E., Lopez H.F., Cisneros M.M., Mancha H.* Temperature effects on the tensile properties of cast and heat treated aluminum alloy A319 *Materials Science and Engineering: A* Volume 519, Issues 1–2, 30 August 2009, Pages 128–140.
8. *Mohammad Azadi, Mehdi Mokhtari Shirazabad.* Heat treatment effect on thermo-mechanical fatigue and low cycle fatigue behaviors of A356.0 aluminum alloy *Materials & Design* Volume 45, March 2013, Pages 279–285.
9. *Tash M., Samuel F.H., Mucciardi F., Doty H.W.* Effect of metallurgical parameters on the hardness and microstructural characterization of as-cast and heat-treated 356 and 319 aluminum alloys *Materials Science and Engineering: A* Volume 443, Issues 1–2, 15 January 2007, Pages 185–201.
10. *Alexopoulos N.D., Pantelakis Sp.G.* Quality evaluation of A357 cast aluminum alloy specimens subjected to different artificial aging treatment *Materials & Design* Volume 25, Issue 5, August 2004, Pages 419–430.
11. *Окладникова Н.В., Овчинникова Е.С., Васимов С.А., Волков В.О.* Влияние режимов термической обработки на структуру и свойства сплава АК7Пч // Сибирский федеральный университет [Электронный ресурс]. – Режим доступа: <http://conf.sfu-kras.ru/sites/mn2010/pdf/16/79.pdf>

Статья поступила в редакцию 5 марта 2015 г.

RESEARCH OF TECHNOLOGICAL PROCESS OF HEAT TREATMENT OF DETAILS OF THE ALLOY AK74 FOR REDUCTION OF TIME OF PRODUCTION OF FINISHED GOODS

E.M. Fomicheva

Samara State Technical University
244, Molodogvardeyskaya st., Samara, 443100, Russian Federation

Influence of the modes of heat treatment on obtaining qualitative mechanical properties and microstructure in the details from casting aluminum alloy AK74 conforming to requirements of the production instruction on heat treatment is investigated. Methods of the metalgraphic analysis studied the microstructure of details and explosive samples and their mechanical properties on two different modes (with natural aging and without natural aging). The choice of the further heat treatment modes of material is described. Due to the research of technological details production the time of their production is reduced without loss of quality of their properties.

Keywords: *quenching, casting aluminium alloy, microstructure, natural ageing, mechanical properties.*

УДК 665.637.6

РАЗРАБОТКА ОСНОВЫ ЭНЕРГОНАГРУЖЕННОГО КОМПРЕССОРНОГО МАСЛА РЕГЛАМЕНТИРУЕМОГО УГЛЕВОДОРОДНОГО СОСТАВА С ИСПОЛЬЗОВАНИЕМ ПРОЦЕССА ГИДРИРОВАНИЯ ПРИ ВЫСОКОМ ДАВЛЕНИИ

М.А. Шейкина¹, В.А. Тыщенко², С.Н. Волгин³

¹ Самарский государственный технический университет
Россия, 443100, г. Самара, ул. Молодогвардейская, 244

E-mail: wmsheikinam@gmail.com

² ОАО «Средневолжский научно-исследовательский институт по нефтепереработке»
Россия, 446200, г. Новокуйбышевск, ул. Научная, 1

³ ФАУ «25 Государственный научно-исследовательский институт химмотологии Министерства обороны России»
Россия, 121467, г. Москва, ул. Молодогвардейская, 10

При разработке композиции нового компрессорного масла обоснована необходимость применения гидрированной базовой основы регламентированного углеводородного состава. Использование процессов гидрирования при высоком давлении позволило обеспечить получение основы масла с требуемым содержанием парафино-нафтеновых, ароматических углеводородов и смолистых веществ. Приведены результаты исследований группового углеводородного состава образцов основы компрессорного масла с использованием метода жидкостно-адсорбционной хроматографии на хроматографической установке «Градиент-М». Изучено влияние основных технологических параметров процесса гидрирования на групповой углеводородный состав целевых фракций, определены их оптимальные значения.

Ключевые слова: *основа компрессорного масла, углеводородный, структурно-групповой состав, гидрирование, остаточный компонент.*

Для обеспечения безопасной эксплуатации компрессоров высокого давления, характеризующихся сложными конструкционными решениями и жесткими условиями эксплуатации масла, длительное время применялось специально разработанное компрессорное масло марки К4-20 (ТУ 38.101759 с изм. 1-7), основа которого представляла собой авиационное масло МС-20 производства грозненского нефтемаслозавода. В связи с тем, что изготовление масла МС-20 из грозненских нефтей с применением процесса селективной очистки в начале 90-х годов было прекращено, возникла необходимость разработки основы масла К4-20, близкой по углеводородному составу маслу МС-20, и технологии ее производства.

Проведенные ранее исследования [1, 2] показали, что авиационное масло МС-20 производства грозненского нефтемаслозавода представляло собой смесь парафино-нафтеновых (75,9 % мас.), ароматических углеводородов (21,4 % мас.)

Марина Александровна Шейкина, ассистент кафедры «Разработка и эксплуатация нефтяных и газовых месторождений».

Владимир Александрович Тыщенко (д.т.н.), генеральный директор.

Сергей Николаевич Волгин (д.т.н., проф.), заместитель начальника по развитию.

с преобладанием малоциклических (15,4 % мас.) и смол (2,7 % мас.), при этом кольцевая структура усредненной молекулы МС-20 была оптимальна с точки зрения термоокислительной стабильности при соотношении углерода в нафтеновых и ароматических кольцах не более 3:1.

На основе анализа результатов теоретических и экспериментальных исследований углеводородного состава масла МС-20 и влияния ароматических углеводородов на термоокислительные свойства компрессорных масел [3] было установлено, что наиболее предпочтительными типами углеводородов в составе основы масла К4-20 являются парафино-нафтеновые углеводороды (до 77 % мас.), ароматические углеводороды (19–22 % мас.). Содержание смолистых соединений не должно превышать 2,0 % мас.

Известно, что из существующих технологических процессов производства нефтепродуктов только гидрокаталитические процессы в большой степени позволяют направленно формировать структуры программируемого углеводородного состава. Поэтому в основу технологии производства основы масла К4-20 положен процесс гидрирования при высоком давлении, имеющийся в ОАО «Агарский завод катализаторов и органического синтеза» (ОАО «АЗКиОС»).

Для определения технологических параметров процесса гидрирования, обеспечивающего получение основы масла К4-20 требуемого углеводородного состава с регламентированным содержанием ароматических углеводородов, на микроустановке проточного типа с каталитическим объемом (объем реакционной зоны, который занимает катализатор) реактора 500 см³ гидрированием остаточного компонента, вырабатываемого на заводе масел ОАО «АНХК» по СТО 05742746-03-01-2010, на системе катализаторов (катализатора ГО-38А, представляющего собой алюмоникельмолибденовую систему, и катализатора СГК-5, представляющего собой гранулы, состоящие из высококремнеземного цеолита группы пентансиллов, оксида алюминия и гидрирующих компонентов) при давлении 24 МПа, соотношении водородсодержащего газа (ВСГ) к сырью 1500÷1700:1 н.об./об. сырья, различных температурах (от 350 до 370 °С) и объемных скоростях подачи сырья (от 0,1 до 0,5 ч⁻¹) были наработаны 7 образцов гидрогенизаторов различной глубины гидрирования. В лабораторных условиях ОАО «СвНИИ НП» приготовили модельные смеси введением в полученные образцы антиокислительных присадок Агидол-110 и ДАТ, общее содержание которых составило 1,6 % мас.

Определение группового углеводородного состава сырья, промежуточных и целевых продуктов проводили методом жидкостно-адсорбционной хроматографии с градиентным вытеснением на хроматографической установке «Градиент-М».

Как видно из данных табл. 1, выбранные режимы гидрирования остаточного компонента обеспечили получение гидрогенизаторов с различным содержанием парафино-нафтеновых, ароматических углеводородов и смолистых соединений.

Установлено, что низкая объемная скорость подачи сырья 0,1 час⁻¹ и температура гидрирования 370 °С обусловили высокую глубину очистки остаточного компонента. Гидрирование конденсированных ароматических углеводородов, протекающее последовательно от кольца к кольцу, привело к образованию в образце 1 гидрогенизата 98,1 % мас. парафино-нафтеновых углеводородов, 1,3 % мас. ароматических углеводородов и 0,6 % мас. смолистых соединений, при этом гидрогенизат не содержал полициклических (3–6 колец в средней молекуле) ароматических углеводородов.

Групповой углеводородный состав остаточного компонента и получаемых гидрогенизатов при различных режимах гидрирования

Показатель	Сырье – остаточный компонент	Номера образцов гидрогенизатов						
		1	2	3	4	5	6	7
Режимы гидрирования								
Давление, МПа		24,0	24,0	24,0	24,0	24,0	24,0	24,0
Температура, °С		370	350	360	370	350	360	370
Объемная скорость подачи сырья, час ⁻¹		0,1	0,3	0,3	0,3	0,5	0,5	0,5
Выход гидрогенизата, %		92	97	96	95	96	95	94
Групповой углеводородный состав остаточного компонента, гидрогенизатов								
Содержание парафино-нафтеновых углеводородов, % мас.	58,1	98,1	78,2	83,4	87,6	77,4	80,6	82,7
Содержание ароматических углеводородов, % мас.:	40,2	1,3	20,6	15,5	11,7	21,3	18,9	16,9
– легких	19,2	1,3	15,9	12,4	7,8	15,5	14,3	13,3
– средних	14,3	0	3,0	1,5	2,5	3,3	2,8	2,4
– тяжелых	6,7	0	1,7	1,6	1,4	2,5	1,8	1,2
Содержание смолистых соединений, % мас.	1,7	0,6	1,2	1,1	0,7	1,3	0,5	0,4

Вследствие того, что процесс происходит в кинетической области при объемной скорости подачи сырья 0,3 час⁻¹, также, как и при 0,5 час⁻¹, с увеличением температуры от 350 до 370 °С, в результате гидрирования в остаточном компоненте ароматических углеводородов во всех гидрогенизатах (образцы 2–7) повышается содержание парафино-нафтеновых углеводородов (с 77,4 до 87,6 % мас.) и снижается содержание легкой (с 15,9 до 7,8 % мас.), средней (с 3,3 до 2,4 % мас.) и тяжелой (с 2,5 до 1,2 % мас.) ароматики. Ароматические углеводороды представлены в большей степени легкими, т. е. содержащими в своем составе одно-два ароматических кольца.

Установлено, что при температуре 350 °С объемная скорость подачи сырья незначительно влияет на степень гидрирования ароматических углеводородов. В гидрогенизатах 2 и 5, полученных при температуре 350 °С, объемных скоростях подачи сырья 0,3 и 0,5 час⁻¹, содержится максимальное количество ароматических углеводородов (~21 % мас.). Показано, что минимальное содержание ароматических углеводородов (~12 % мас.) наблюдается в гидрогенизате 4, полученном при температуре 370 °С, объемной скорости подачи сырья 0,3 час⁻¹.

Из образцов 1–7 гидрогенизата путем фракционирования получены основы масла К4-20 (табл. 2).

Проведенные исследования группового углеводородного состава целевых фракций – основ масла К4-20, полученных при различных температурах и объемных скоростях подачи сырья (см. табл. 2), позволили установить, что групповой углеводородный состав основ масла заметно различается. Как и следовало ожидать, наименее ароматизированной оказалась основа, полученная из гидрогенизата 1. Более близки по групповому углеводородному составу маслу МС-20 образцы основ масла К4-20, выделенные из гидрогенизатов 2, 5 и 6. Однако и эти

образцы заметно отличаются друг от друга по количеству входящих в их состав легких, средних, тяжелых ароматических углеводородов и смолистых компонентов.

Для определения структурно-группового углеводородного состава в лабораторных условиях были приготовлены образцы масла К4-20 введением в полученные гидрированием основы композиции антиокислительных присадок.

Структурно-групповой состав образцов масла К4-20 определяли расчетным путем по ASTM D 3238. Этот метод позволяет определить структуру усредненной молекулы отдельных групп углеводородов путем установления процентного содержания углерода в нафтеновых кольцах, ароматических кольцах и парафиновых цепях. Для расчета полученным образцам масел К4-20 были определены значения плотности, коэффициента рефракции, молекулярной массы, а также содержания серы.

Данные структурно-группового состава образцов масла К4-20 из гидрогенизатов 1-7 приведены в табл. 2.

При расчете кольцевого состава по ASTM D 3238 установлено: углеводородная часть всех образцов масла без исключения, как и масла МС-20, состоит из нафтеновых колец и парафиновых цепей. Содержание последних значительно и составляет 61,16–67,55 % на среднюю молекулу (за исключением образца 3 – 45,41 %). Содержание углерода в ароматических кольцах МС-20 составляет 9,00 %, в образцах масла из гидрогенизатов 1, 4 – 1,15–1,88 %, в образце масла из гидрогенизата 7 – 3,64 %. В остальных образцах масла К4-20 содержание углерода в ароматических кольцах колеблется от 5,81 до 8,85 %.

Показано, что полученные образцы масла К4-20 характеризуются соотношением углерода в нафтеновых и ароматических кольцах от 3,3:1 (из гидрогенизата 2) до 9,3:1 (из гидрогенизата 7). В образцах масла К4-20 из гидрогенизатов 1, 4 это соотношение составляет 27,2:1 и 19,7:1 соответственно. Наиболее близкое соотношение углерода в нафтеновых и ароматических кольцах, как и в МС-20 (2,9:1), наблюдается в образце масла из гидрогенизата 2 (3,3:1).

Таким образом, результаты сравнительных исследований углеводородного и структурно-группового состава образцов масла К4-20 из гидрогенизатов 1–7 и масла МС-20 показали, что образец основы масла из гидрогенизата 2 и МС-20 имеют близкий углеводородный состав.

В процессе испытаний опытных образцов масла К4-20 с композицией антиокислительных присадок, проведенных в лабораторных условиях, установлено, что по термоокислительной стабильности образец масла из гидрогенизата 2 превосходит другие образцы [3]. На этом основании было сделано заключение, что в случае применения эффективной композиции присадок в качестве основы масла К4-20 может быть использован образец 2, полученный при температуре 350 °С, давлении 24,0 МПа, объемной скорости подачи сырья 0,3 час⁻¹, соотношении водородсодержащего газа к сырью 1500÷1700:1 н.об./об. сырья на системе катализаторов ГО-38А и СГК-5.

Результаты гидрирования остаточного компонента на катализаторах ГО-38А и СГК-5 при высоком давлении показали высокую эффективность этого процесса для получения основы масла К4-20 требуемого углеводородного состава с регламентированным содержанием ароматических углеводородов и целесообразность его применения в промышленности [4].

**Групповой углеводородный состав основы масла К4-20
и структурно-групповой состав образцов масла К4-20**

Показатель	Масло МС-20	№ 1	№ 2	№ 3	№ 4	№ 5	№ 6	№ 7
Групповой углеводородный состав основы масла К4-20								
Содержание парафино-нафтеновых углеводородов, % мас.	75,9	97,3	77,7	81,7	86,1	77,0	78,4	80,7
Содержание ароматических углеводородов, % мас.:	21,4	2,4	21,4	17,7	13,6	22,1	20,8	18,7
– легких	15,4	2,4	16,5	13,4	9,8	17,1	16,8	15,1
– средних	6,0	0	3,3	2,7	2,4	3,1	2,4	2,2
– тяжелых	0	0	1,6	1,6	1,4	1,9	1,6	1,4
Смолистые соединения, % мас.	2,7	0,3	0,9	0,6	0,3	0,9	0,8	0,6
Структурно-групповой состав образцов масла К4-20								
Содержание углерода, %:								
– в ароматических кольцах, С _А	9,0	1,15	8,85	6,55	1,88	6,78	5,81	3,64
– в нафтеновых кольцах, С _Н	26,3	31,30	28,98	48,04	36,96	28,98	31,75	34,03
– в парафиновых цепях, С _П	64,7	67,55	62,17	45,41	61,16	64,24	62,44	62,33
Среднее число ароматических колец на молекулу, %	–	0,09	0,32	0,43	0,08	0,46	0,49	0,25
Среднее число нафтеновых колец на молекулу, %	–	3,00	2,75	2,61	3,26	2,64	2,67	3,11
Среднее число всех колец на молекулу, %	–	3,09	3,07	3,03	3,34	3,1	3,17	3,36

Выводы

1. Установлено, что образец основы масла К4-20, включающий в себя 77,7 % мас. парафино-нафтеновых углеводородов, 21,4 % мас. ароматических, 0,9 % мас. смолистых соединений, близок по углеводородному составу маслу МС-20.

2. Показано, что соотношение углерода в нафтеновых и ароматических кольцах усредненной молекулы масла К4-20 (образец 2), как и масла МС-20 из грозненских нефтей, составляет 3:1.

3. Установлено, что гидрирование остаточного компонента при температуре 350 °С, давлении 24,0 МПа, объемной скорости подачи сырья 0,3 час⁻¹, соотношении водородсодержащего газа к сырью 1500÷1700:1 н.об./об. сырья на системе катализаторов ГО-38А и СГК-5 позволяет получать основу компрессорного масла К4-20 требуемого углеводородного состава.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. *Артемьева О.А., Митрофанов М.Г., Мартыненко А.Г.* Исследование химического состава свежего и отработанного авиационного масла МС-20 Грозненского нефтемаслозавода (Труды совещания). – М.: Гостоптехиздат, 1957. – 108 с.
2. *Лукашевич И.П., Самедова Ф.И.* Химический состав и эксплуатационные свойства остаточных масел разной глубины очистки (Труды совещания). – М.: Гостоптехиздат, 1957. – 60 с.
3. *Шейкина Н.А., Гаврилова И.А., Тыщенко В.А., Догадин О.Б., Волгин С.Н., Бартко Р.В., Шейкина М.А., Куликова И.А., Бочаров А.П.* Влияние углеводородного состава основы на термоокис-

- лительные свойства компрессорного масла К4-20 // Нефтепереработка и нефтехимия. – 2013. – № 6. – С. 13–16.
4. Тыщенко В.А., Резниченко И.Д., Волгин С.Н., Шейкина М.А. Применение гидрогенизационных процессов в производстве основы масла К4-20 // Нефтепереработка и нефтехимия. – 2014. – № 8. – С. 43–47.

Статья поступила в редакцию 15 января 2015 г.

DEVELOPMENT OF A BASIS OF THE POWER LOADED COMPRESSOR OIL OF THE REGULATED HYDROCARBONIC COMPOSITION USING HYDROGENATION AT HIGH PRESSURE

M.A. Sheikina¹, V.A. Tyshchenko², S.N. Volgin³

¹ Samara State Technical University
244, Molodogvardeyskaya st., Samara, 443100, Russian Federation

² JSC «Mid Volga Oil Refining Research Institute»
1, Nauchnaya st., Novokuibyshevsk, 446200, Russian Federation

³ 25th State Scientific Research Institute of Chemmotology
10, Molodogvardeyskaya st., Moscow, 121467, Russian Federation

The paper presents the development of a new compressor oil and was proved the need of application of the hydrogenated basis of the regulated hydrocarbonic composition. The use of hydrogenation processes allowed to provide of oil base with the required content of aromatic hydrocarbons and resinous substances. The results of studies of group hydrocarbonic composition of samples of oil base with the use of liquid adsorption chromatography on the «Gradient – M» installation are presented. The influence of the main technological parameters of the hydrogenation process on the group hydrocarbon composition of the desired fractions is studied and their optimal values are defined.

Keywords: base compressor oil, hydrocarbon composition, structural group composition, hydrogenation, residual component.

Marina A. Sheikina, Assistant.

Vladimir A. Tyshchenko (Dr. Sci. (Techn.)), Professor, General Manager.

Sergey N. Volgin (Dr. Sci. (Techn.)), Professor, Deputy Head of Development.