

Стельмашук С. В., Чжо Ёе Хан
S. V. Stelmashchuk, Kyaw Ye Han

СИНТЕЗ ГИБКОЙ ОБРАТНОЙ СВЯЗИ РУЛЕВОГО ПРИВОДА СУДНА

SYNTHESIS OF FLEXIBLE FEEDBACK OF STEERING DRIVE OF SHIP

Стельмашук Сергей Валерьевич – кандидат технических наук, доцент кафедры электропривода и автоматизации промышленных установок Комсомольского-на-Амуре государственного университета (Россия, Комсомольск-на-Амуре); 681013, Хабаровский край, г. Комсомольск-на-Амуре, пр. Ленина, 27. E-mail: rukdpsv@rambler.ru.

Mr. Sergei V. Stelmashchuk – PhD in Engineering, Associate Professor, Electric drive and automation of industrial plants Department, Komsomolsk-on-Amur State University (Russia, Komsomolsk-on-Amur); 681013, Khabarovsk region, Komsomolsk-on-Amur, 27 Lenin str. E-mail: rukdpsv@rambler.ru.

Чжо Ёе Хан – бакалавр кафедры электропривода и автоматизации промышленных установок Комсомольского-на-Амуре государственного университета (Россия, Комсомольск-на-Амуре). E-mail: kyawyeh-an68@gmail.com.

Mr. Kyaw Ye Han – bachelor' Degree student, Electric drive and automation of industrial plants Department, Komsomolsk-on-Amur State University (Russia, Komsomolsk-on-Amur). E-mail: kyawyeh-an68@gmail.com.

Аннотация. Следящая система рулевого привода состоит из двух обратных связей: жёсткой – для обеспечения статичности системы, и гибкой – для обеспечения динамики системы. Работа следящей системы рассматривается как движение координат системы на плоскости статической характеристики рулевого привода. В статье представлен подход к задаче синтеза гибкой обратной связи, основанный на составлении системы уравнений движения следящей системы в координатах угла поворота руля и напряжения на якоре двигателя. Рассматриваются граничные значения координат в моменты перехода движения следящей системы из зоны насыщения статической характеристики в зону усиления. В статье анализируется применение данного подхода синтеза для рулевых приводов судов при изменении скорости судна до значений, соответствующих числу Фруда, равного единице. Анализ показал, что для различных значений максимальных скоростей судов имеются два варианта систем уравнений для синтеза гибкой обратной связи. Также проведено исследование качества переходных процессов следящей системы при различных скоростях судна. Результаты исследования показали, что время перекаладки руля несущественно изменяется при широком изменении скорости судна, что позволяет применять рассматриваемую методику синтеза для разработки рулевого привода в автоматических системах управления судном.

Summary. Tracking system of steering drive consists of two feedbacks: rigid – to ensure the system static and flexible – to ensure the dynamics of the system. The work of the servo system is considered as the movement of the coordinates of the system in the plane of the static characteristic of the steering gear. The paper presents an approach to the problem of the synthesis of flexible feedback, based on the compilation of a system of equations of motion of the tracking system in the coordinates of the angle of rotation of the rudder and the voltage at the motor armature. The boundary values of the coordinates in the moments of the motion of the tracking system from the saturation zone of the static characteristic to the amplification zone are considered. The application of this synthesis approach for steering gears of vessels is analyzed in the article when the vessel's speed changes to the values corresponding to the Froude number of an equal unit. The analysis showed that for different values of maximum vessel speeds, there are two systems of equations for the synthesis of flexible feedback. The quality of the transient processes of the tracking system at various vessel speeds has also been studied. The results of the study showed that the rudder shift time does not significantly change with a wide change in the ship's speed, which makes it possible to apply the synthesis procedure under consideration for the development of a steering gear in automatic ship control systems.

Ключевые слова: гибкая обратная связь, рулевой привод, синтез.

Key words: flexible feedback, steering drive, synthesis.

УДК 62-503.54

Введение

Автоматическое управление вождением характерно не только для больших судов, но и для средне- и малоразмерных, особенно если речь идёт о беспилотных судах, где уровень автоматизации должен быть высоким независимо от тоннажа судна. Однако для рулевого привода судна зависимость качества перекладки руля от размера судна достаточно не однозначна. Для судов разных размеров предъявляются различные требования по их скорости. Как правило, чем меньше судно, тем выше его скорость. Величина скорости судна является существенным фактором для скорости перекладки пера руля судна.

Влияние таких показателей как скорость и длина судна можно оценить числом Фруда (Fr). Число Фруда судов, работающих в экономичном режиме, имеет значение в небольших пределах ($Fr = 0,1 \div 0,3$). К таким относятся большие и многие средние суда. При скоростях, соответствующих таким значениям числа Фруда, нагрузка на рулевой привод имеет несущественное значение. Это позволяет осуществлять настройку следящей системы управления рулём судна без учёта характера нагрузки.

Существуют суда с повышенным числом Фруда. Это, как правило, высокоманёвренные суда, такие как глиссерные ($Fr \gg 1$) и некоторые типы водоизмещающих, как, например, скоростные катера ($Fr \approx 1$). Это, как правило, большинство малоразмерных и многие средних размеров суда. В рулевых машинах таких судов нагрузка на баллере руля довольно значительна, что оказывает существенное влияние на динамику рулевого привода и, следовательно, на манёвренность судна.

Структурная схема следящей системы рулевого привода представлена на рис. 1. Электромагнитная инерционность двигателя пренебрегается в сравнении с инерционностью рулевого привода. Момент нагрузки определяется выражением

$$T_m(V, T, \beta) = \frac{F_R(V, T, \beta) L_S(\beta)}{u_R},$$

где $T_R(V, T, \beta) = F_R(V, T, \beta) L_S(\beta)$ – момент на баллере руля; F_R – сила гидродинамического давления на перо руля; L_S – расстояние от передней кромки руля до центра давления на перо руля.

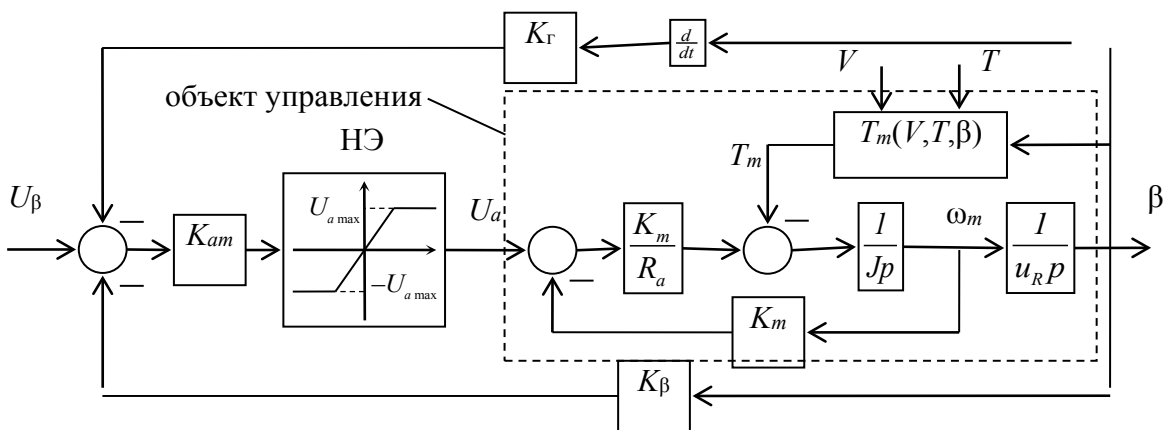


Рис.1. Структурная схема рулевого привода:

- K_{am} – коэффициент усилителя; U_a – напряжение на якоре; $U_{a \max}$ – его максимальное значение;
- НЭ – нелинейный элемент; K_m – постоянная двигателя; R_a – сопротивление якоря двигателя;
- T_m – момент нагрузки на валу двигателя; J – момент инерции привода;
- u_R – передаточное число редуктора; K_β – коэффициент жёсткой обратной связи;
- K_γ – коэффициент гибкой обратной связи

Следящие свойства рулевого привода обеспечиваются посредством двух обратных связей. Жёсткая обратная связь с коэффициентом K_β обеспечивает статические свойства следящего привода. Гибкая обратная связь, включающая дифференцирующее устройство и коэффициент гибкой обратной связи K_τ , реализует динамические свойства привода. Значение коэффициента K_τ обеспечивает необходимый процесс перекладки руля за требуемое время перекладки τ . Звено НЭ моделирует ограничение на максимальную скорость перекладки руля. Коэффициент усилителя определяется исходя из требуемой точности расхождения угла поворота руля [1].

Ставится задача определения с высокой точностью коэффициента K_τ исходя из требуемого времени перекладки. Исследуется зависимость коэффициента K_τ от скорости и осадки судна для заключения о необходимости варьирования значения гибкой связи.

Исследование объекта управления

Зависимость момента T_R от угла поворота пера руля β аппроксимируем линейной зависимостью в диапазоне значений угла до 30 град. На рис. 2 приведены результаты моделирования в среде Matlab [2] для судов различных размеров при скоростях, соответствующих экономичному режиму ($Fr = 0,3$) и скоростному режиму ($Fr = 1$).

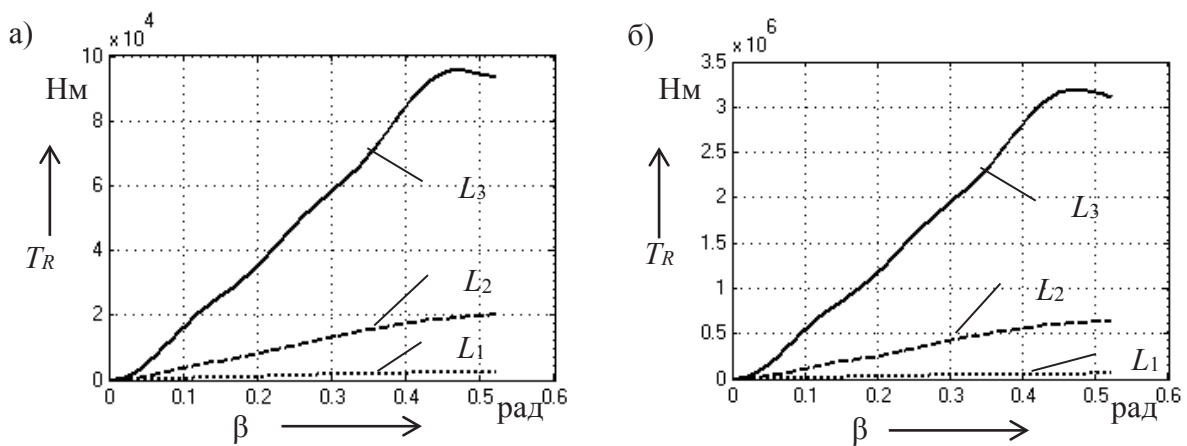


Рис. 2. Зависимость момента нагрузки на баллере руля от угла поворота пера руля при скоростях: а – в экономичном режиме; б – при скоростном режиме для судов различной длины ($L_1 = 30$ м, $L_2 = 50$ м, $L_3 = 80$ м)

Линейную зависимость момента нагрузки на валу двигателя от угла поворота руля выразим коэффициентом нагрузки K_d :

$$K_d = \frac{T_{R\max}}{u_R \beta_{\max}},$$

где $T_{R\max}$ – момент нагрузки на баллере руля, соответствующий углу β_{\max} ; β_{\max} – максимальный угол перекладки руля.

Величина коэффициента нагрузки K_d зависит от скорости и осадки судна. Статический момент на валу двигателя определяется выражением

$$T_m = K_d \beta.$$

Тогда передаточная функция объекта управления (двигатель и рулевая машина) будет иметь следующий вид:

$$W_0(p) = \frac{\beta(p)}{U_a(p)} = \frac{K_m}{JR_a u_R p^2 + K_m^2 u_R p + R_a K_d} = \frac{K_0}{T_1 p^2 + T_0 p + 1},$$

где $K_0 = \frac{K_m}{R_a K_d}$; $T_1 = \frac{J u_R}{K_d}$; $T_0 = \frac{K_m^2 u_R}{R_a K_d}$ – параметры объекта управления.

Проводилось исследование значений параметров объекта для судов различной длины при варьировании скорости судна, соответствующих числам Фруда от 0,1 до 1. Для исследования рассматривались привода с судовыми двигателями постоянного тока серии ДПМ [3], обладающими высоким моментом. При этом предполагалось движение судна в режиме маневрирования в стеснённых водах. На рис. 3 показаны результаты исследования:

1. При любой скорости и осадки судна постоянная времени T_1 пренебрежимо мала в сравнении с постоянной времени T_0 . Поэтому для синтеза гибкой связи без существенной погрешности передаточную функцию объекта управления можно представить в виде

$$W_0(p) = \frac{K_0}{T_0 p + 1}. \quad (1)$$

2. При соизмерении параметров объекта и времени перекладки руля τ можно допустить, что до некоторого значения числа Фруда постоянная времени T_0 настолько больше τ , что апериодическое звено $W_0(p)$ можно аппроксимировать до интегрирующего звена:

$$W_1(p) = \frac{K_1}{p}, \quad (2)$$

где

$$K_1 = \frac{K_0}{T_0} = \frac{1}{K_m u_R}. \quad (3)$$

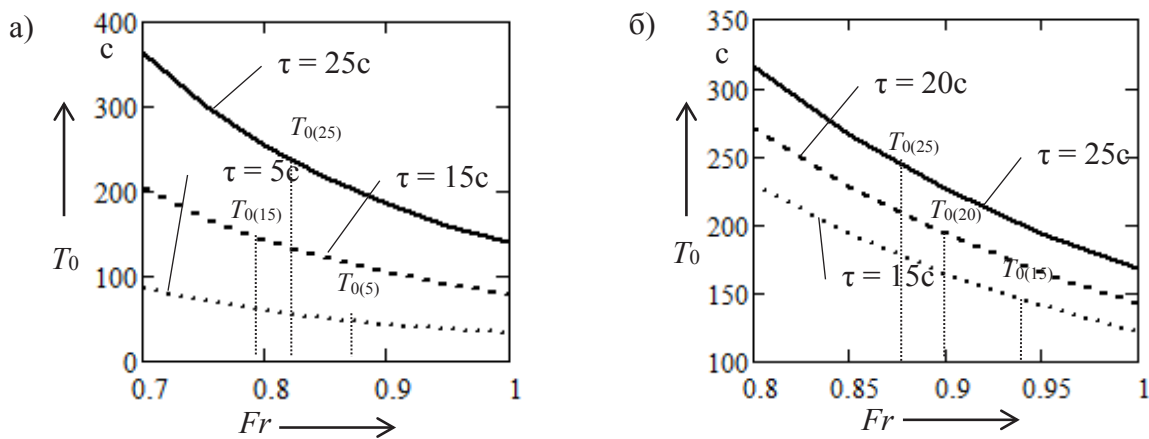


Рис. 3. Постоянная времени объекта управления в виде апериодического звена T_0 при различных значениях времени перекладки руля τ в зависимости от скорости судна длиной: а – 30 м; б – 50 м

При соотношении (3) параметров K_0 , T_0 и K_1 , переходные характеристики апериодического и интегрирующего звеньев будут различаться не более 5 % до момента времени $0,103T_0$. Следовательно, при $\tau \leq 0,103 T_0$ объект управления можно представить интегрирующим звеном (2), в противном случае – апериодическим звеном (1).

Отмечены предельные значения постоянной времени $T_{0(\tau)} = 0,103T_0$ для различных случаев времени перекладки руля (см. рис. 3). При скоростях больше соответствующих числам Фруда $Fr(\tau)$, то есть когда $T_0 \leq T_{0(\tau)}$, объект управления необходимо представлять как апериодическое звено (1), а при скоростях меньше данного значения – как интегрирующее звено (2). Например, для судна длиной 30 м при времени перекладки руля 5 с предельное значение числа Фруда составляет 0,867.

Это означает, что при движении этого судна до достижения скорости 28,9 узла работу рулевого привода можно описать интегрирующим звеном (2), а при скоростях свыше 28,9 узла адекватнее описывать аperiodическим звеном (1).

Исследования для судов длиной 50 м показали, что в зависимости от времени перекладки руля значение предельной скорости составляет от 37,9 до 43,4 узла. Для судов длиной 80 м – свыше 43,5 узла. Варьирование значения осадки судов до минимального показало, что предельные скорости увеличились не более чем на 7 %, что не меняет однозначного вывода: для синтеза гибкой обратной связи рулевого привода в зависимости от скорости судна объект управления рулевого привода можно рассматривать как интегрирующее звено (2) при небольших и средних скоростях или как аperiodическое звено (1) при высоких скоростях.

Синтез гибкой обратной связи для объекта в виде интегрирующего звена

Структурная схема следящего рулевого электропривода представлена на рис. 4.

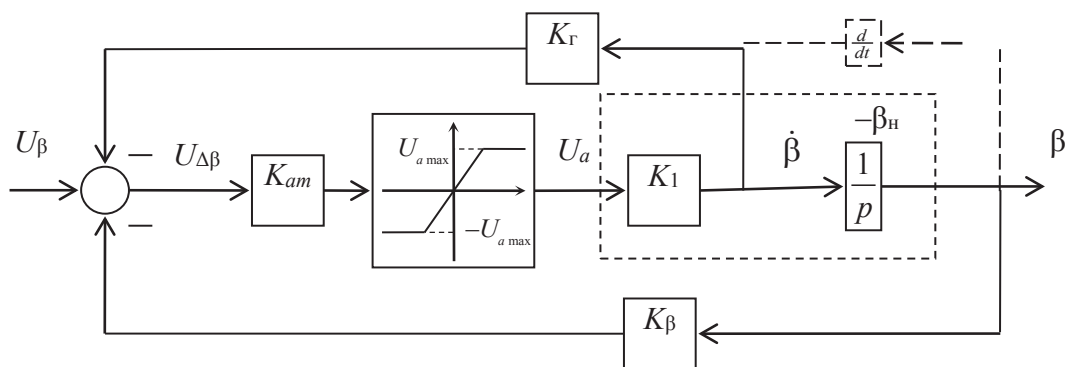


Рис.4. Структурная схема рулевого привода, где объект управления представлен интегрирующим звеном

На рис. 5 показан переходный процесс перекладки руля, который разделяется на два этапа:

- 1) работа в зоне насыщения нелинейного элемента НЭ на интервале t_1 , когда $U_a = U_{ан}$;
- 2) работа в зоне усиления нелинейного элемента НЭ на интервале t_2 , когда $U_a = K_{am}U_{\Delta\beta}$.

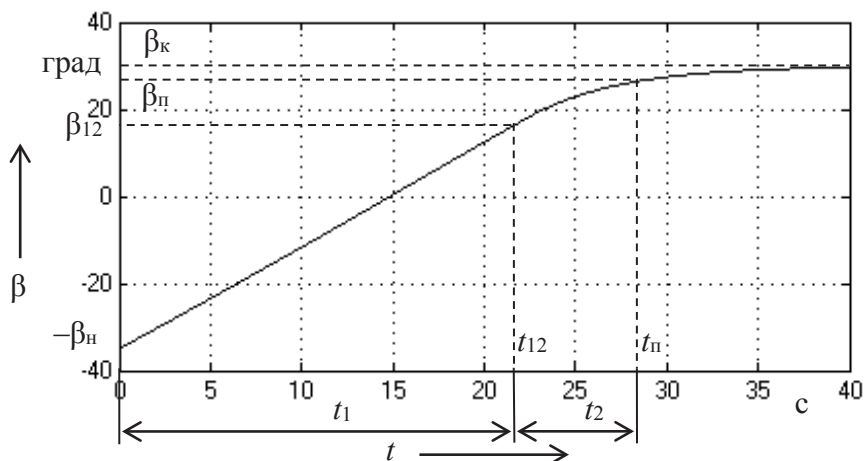


Рис. 5. Переходный процесс перекладки руля с начального положения β_n одного борта до конечного положения β_k другого борта судна

При синтезе гибкой обратной связи рассматривается переходный процесс перекладки руля, где конечное положение руля β_k соответствует значению задающего сигнала $U_\beta = K_\beta \beta_k$.

В период времени t_1 на выходе привода угол поворота руля описывается уравнением

$$\beta(t) = K_1 U_{a \max} t - \beta_n.$$

В момент времени t_{12} , где заканчивается период t_1 и начинается период t_2 , на входе звена с коэффициентом K_1 значение сигнала равно $U_{a \max}$, тогда можно составить уравнение

$$U_{a \max} = K_{am} (U_\beta - K_\Gamma K_1 U_{a \max} - K_\beta \beta_{12}),$$

где $\beta_{12} = K_1 U_{a \max} t_{12} - \beta_n$.

Приняв $U_\beta = K_\beta \beta_k$, получим

$$t_{12} = \frac{\beta_n + \beta_k}{K_1 U_{a \max}} - \frac{1 + K_{am} K_\Gamma K_1}{K_1 K_{am} K_\beta}. \quad (4)$$

По структурной схеме (см. рис. 4) составим дифференциальное уравнение по углу поворота руля:

$$\dot{\beta} = K_1 K_{am} (U_\beta - K_\Gamma \dot{\beta} - K_\beta \beta).$$

Приняв $U_\beta = K_\beta \beta_k$, получим

$$\dot{\beta} = K_1 K_{am} (K_\beta \beta_k - K_\Gamma \dot{\beta} - K_\beta \beta).$$

Тогда дифференциальное уравнение перекладки руля на интервале t_2 представим в виде

$$T_2 \dot{\beta} + \beta = \beta_k, \quad (5)$$

где T_2 – постоянная времени перекладки руля на интервале t_2 ,

$$T_2 = \frac{1 + K_1 K_{am} K_\Gamma}{K_1 K_{am} K_\beta}. \quad (6)$$

В этом случае выражение (4) перепишем таким образом:

$$t_{12} = \frac{\beta_n + \beta_k}{K_1 U_{a \max}} - T_2. \quad (7)$$

Решение уравнения (5) будет следующим:

$$\beta(t) = \beta_k + C e^{-\frac{t}{T_2}}.$$

Значение β_{12} является начальным значением перекладки руля для интервала t_2 . Тогда константа C определяется следующим образом: $\beta_{12} = K_1 U_{a \max} t_{12} - \beta_n = \beta_k + C e^{-\frac{t_{12}}{T_2}}$,

$C = e^{\frac{t_{12}}{T_2}} (K_1 U_{a \max} t_{12} - \beta_n - \beta_k)$, тогда уравнение перекладки руля на интервале t_2 будет иметь следующий вид:

$$\beta(t) = \beta_k + (K_1 U_{a \max} t_{12} - \beta_n - \beta_k) e^{\frac{t_{12}-t}{T_2}}. \quad (8)$$

С учётом (7) уравнение (8) упростится и примет вид

$$\beta(t) = \beta_k - K_1 U_{a \max} T_2 e^{\frac{t_{12}-t}{T_2}}. \quad (9)$$

Переходный процесс перекладки руля завершается при достижении значения угла руля $\beta_{гр}$, которое является граничным значением зоны установившегося процесса $\beta_{гр} = \beta_k - \delta(\beta_n + \beta_k)$, где δ – значение, определяющее величину зоны установившегося процесса (например, $\delta = 0,05$ – для пятипроцентной зоны установившегося процесса).

Подставляя граничное значение угла руля $\beta_{гр}$ и время перекладки τ в выражение (9), после преобразования получим уравнение

$$\delta(\beta_n + \beta_k) - K_1 U_{a \max} T_2 e^{\frac{t_{12}-\tau}{T_2}} = 0. \quad (10)$$

Для определения коэффициента гибкой обратной связи K_r необходимо задаться начальным (β_n) и конечным (β_k) положениями руля, требуемым временем перекладки руля τ , и с учётом (6) и (7) численным методом решается уравнение (10).

Синтез гибкой обратной связи для объекта в виде апериодического звена

Переходный процесс в рулевом приводе состоит из двух этапов, как и в предыдущем случае, и аналогичен переходному процессу (см. рис. 5). Структурная схема следящего рулевого электропривода представлена на рис. 6.

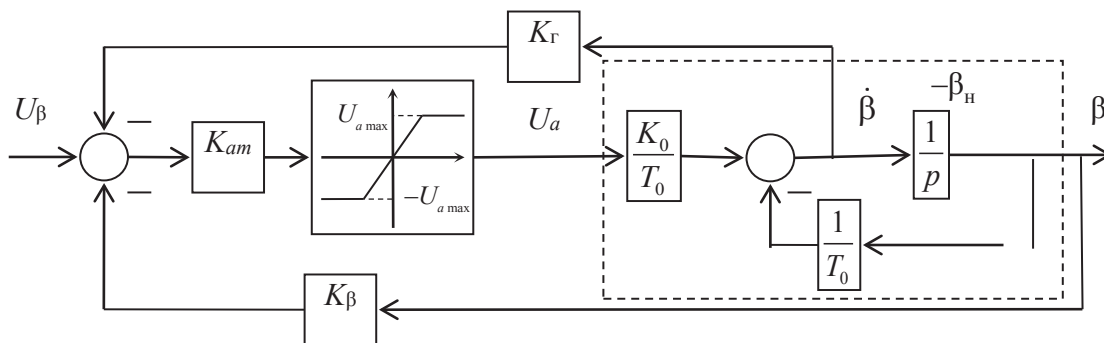


Рис.6. Структурная схема рулевого привода, где объект управления представлен апериодическим звеном

На интервале t_1 , когда $U_a = U_{a \max}$, переходный процесс описывается дифференциальным уравнением $T_0 \dot{\beta} + \beta = K_0 U_{a \max}$, решение которого представляется в виде $\beta(t) = K_0 U_{a \max} + C e^{-\frac{t}{T_0}}$.

В начальный момент времени $\beta = -\beta_n$, тогда константа C определяется следующим образом: $-\beta_n = K_0 U_{a \max} + C$; $C = -\beta_n - K_0 U_{a \max}$. Тогда уравнение перекладки руля на интервале t_1 примет вид

$$\beta(t) = K_0 U_{a \max} - (\beta_n + K_0 U_{a \max}) e^{-\frac{t}{T_0}}. \quad (11)$$

По структурной схеме, изображённой на рис. 6, составим уравнение для момента времени t_{12} :

$$\frac{U_{a \max}}{K_{am}} = U_\beta - \frac{K_\Gamma K_0}{T_0} U_{a \max} + \frac{K_\Gamma}{T_0} \beta_{12} - K_\beta \beta_{12}.$$

Учитывая, что $U_\beta = K_\beta \beta_\kappa$ и определяя значение угла поворота β_{12} в момент времени t_{12} по уравнению (11), составим уравнение для момента t_{12} :

$$t_{12} = T_0 \ln \frac{K_{am} (T_0 K_\beta - K_\Gamma) (\beta_n + K_0 U_{a \max})}{T_0 (U_{a \max} + K_{am} K_\beta K_0 U_{a \max} - K_{am} K_\beta \beta_\kappa)}. \quad (12)$$

По структурной схеме, изображённой на рис. 6, составим дифференциальное уравнение по углу поворота руля для интервала t_2 : $\dot{\beta} = \frac{K_0}{T_0} K_{am} (U_\beta - K_\Gamma \dot{\beta} - K_\beta \beta) - \frac{1}{T_0} \beta$.

Подставив $U_\beta = K_\beta \beta_\kappa$, после преобразования получим дифференциальное уравнение $\frac{T_0 + K_0 K_{am} K_\Gamma}{1 + K_0 K_{am} K_\beta} \dot{\beta} + \beta = \frac{K_0 K_{am} K_\beta}{1 + K_0 K_{am} K_\beta} \beta_\kappa$.

Определим постоянную времени перекладки руля $T_2 = \frac{T_0 + K_0 K_{am} K_\Gamma}{1 + K_0 K_{am} K_\beta}$ и коэффициент усиления $K_2 = \frac{K_0 K_{am} K_\beta}{1 + K_0 K_{am} K_\beta}$.

При исследовании рулевого привода для судов различной длины результаты вычислений показали, что при различных значениях числа Фруда Fr величина $K_0 K_{am} K_\beta \gg 1$. Без существенной погрешности можно принять $K_2 \approx 1$, тогда дифференциальное уравнение перекладки руля на интервале t_2 представим в виде

$$T_2 \dot{\beta} + \beta = \beta_\kappa, \quad (13)$$

где T_2 – постоянная времени перекладки руля на интервале t_2 ,

$$T_2 \approx \frac{T_0 + K_0 K_{am} K_\Gamma}{K_0 K_{am} K_\beta}. \quad (14)$$

Видно, что уравнение (13) аналогично уравнению (5), и, следовательно, решения их совпадают. Для вычисления константы C определим начальное значение β_{12} для интервала t_2 , используя выражение (11):

$$\beta_{12} = K_0 U_{a \max} - (\beta_n + K_0 U_{a \max}) e^{-\frac{t_{12}}{T_0}} = \beta_\kappa + C e^{-\frac{t_{12}}{T_2}}.$$

Выражая из данного равенства константу C , можно определить уравнение перекладки руля на интервале t_2 :

$$\beta(t) = \beta_\kappa + \left(K_0 U_{a \max} - \beta_\kappa - (\beta_n + K_0 U_{a \max}) e^{-\frac{t_{12}}{T_0}} \right) e^{-\frac{t_{12}-t}{T_2}}. \quad (15)$$

Подставляя значения τ и β_n в выражение (15) и преобразуя его, получим уравнение

$$\delta(\beta_n + \beta_k) + \left(K_0 U_{amax} - \beta_k - (\beta_n + K_0 U_{amax}) e^{-\frac{t_{12}}{T_0}} \right) e^{\frac{t_{12}-\tau}{T_2}} = 0. \quad (16)$$

Решением уравнения (16) с учётом (12) и (14) при заданных значениях β_n , β_k и τ определяется коэффициент гибкой обратной связи K_g .

Примеры синтеза гибкой обратной связи

На рис. 7 изображена модель рулевого привода со звеном Rudder Gear для адекватного моделирования нагрузки на баллере руля [2]. Модель реализована в среде MatLab с помощью пакета Simulink, где коэффициент гибкой обратной связи обозначен как K_g , а коэффициент жёсткой обратной связи – K_b .

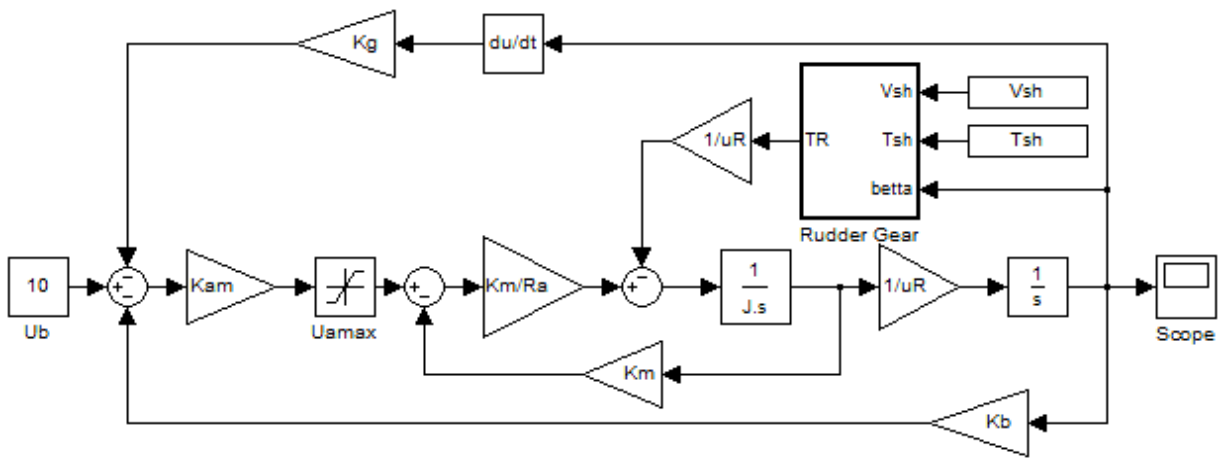


Рис.7. Модель следящего рулевого привода судна

Исследуем работу рулевого привода судна при скоростях в экономичном режиме, когда рулевая машина описывается интегрирующим звеном. Для вычисления коэффициента гибкой обратной связи решается система уравнений (4), (6) и (10). На рис. 8 показан пример документа MathCAD для решения системы уравнений для случая времени перекладки руля $\tau = 20$ с и длины судна $L_{sh} = 50$ м. Аналогично осуществлён расчёт коэффициента K_g для $\tau = 10$ с. Результаты вычислений сведены в табл. 1. Для повышенной точности отслеживания угла поворота руля расчёт K_g произведён для трёхпроцентной зоны установившегося процесса ($\delta = 0,03$).

Таблица 1

Результаты вычислений коэффициента K_g для судна, движущегося в экономичном режиме

	Судно длиной 50 м	
	$\tau = 20$ с	$\tau = 10$ с
Коэффициент K_g	17,26	7,3
Параметры объекта управления	$K_1 = 0,00028$	$K_1 = 0,00057$
Двигатель	ДПМ-11 $P_n = 2$ кВт	

$$\begin{aligned}
 L_{sh} &= 50 \quad \text{длина судна} & P_H &= 2000 \quad \text{номинальная мощность двигателя} \\
 V_{shmax} &= 6.644 & V_{shmin} &= 2.215 \quad \text{максимальная и минимальная скорость судна} \\
 R_a &= 2.222 & K_m &= 1.592 & J &= 0.044 & \omega_R &= 2208 \\
 K_{am} &= 94.29 & K_\beta &= 19.1 & K_1 &:= \frac{1}{K_m \cdot \omega_R} = 0.000285 \\
 \beta_H &= 35 \text{ deg} & \beta_K &= 30 \text{ deg} & \delta &= 0.03 & \tau &= 20 \\
 t_{12} &:= 0 & K_\Gamma &:= 0 \\
 \text{Given} \\
 t_{12} &= \frac{\beta_H + \beta_K}{K_1 \cdot U_{amax}} - \frac{1 + K_1 \cdot K_{am} \cdot K_\Gamma}{K_1 \cdot K_{am} \cdot K_\beta} \\
 \delta \cdot (\beta_H + \beta_K) - K_1 \cdot U_{amax} \cdot \frac{1 + K_1 \cdot K_{am} \cdot K_\Gamma}{K_1 \cdot K_{am} \cdot K_\beta} \cdot e^{-\frac{(t_{12} - \tau) \cdot K_1 \cdot K_{am} \cdot K_\beta}{1 + K_1 \cdot K_{am} \cdot K_\Gamma}} &= 0 \\
 \text{Find}(t_{12}, K_\Gamma) &= \begin{pmatrix} 15.26 \\ 17.26 \end{pmatrix}
 \end{aligned}$$

Рис.8. Вычисление гибкой обратной связи для объекта управления в виде интегрирующего звена

На рис. 9 показаны переходные процессы перекладки руля для судна длиной 50 м при различных значениях времени перекладки и при движении в экономичном режиме. Видно, что при различных скоростях движения судна процессы перекладки руля отличаются несущественно, и главный показатель – время перекладки – не меняется, что подтверждает хорошее качество отслеживания угла поворота руля вне зависимости от скорости судна. Сплошной кривой линией обозначена максимальная скорость судна ($V_{sh} = 6,64$ м/с, $Fr = 0,3$); пунктирной кривой – минимальная скорость судна ($V_{sh} = 2,21$ м/с, $Fr = 0,1$).

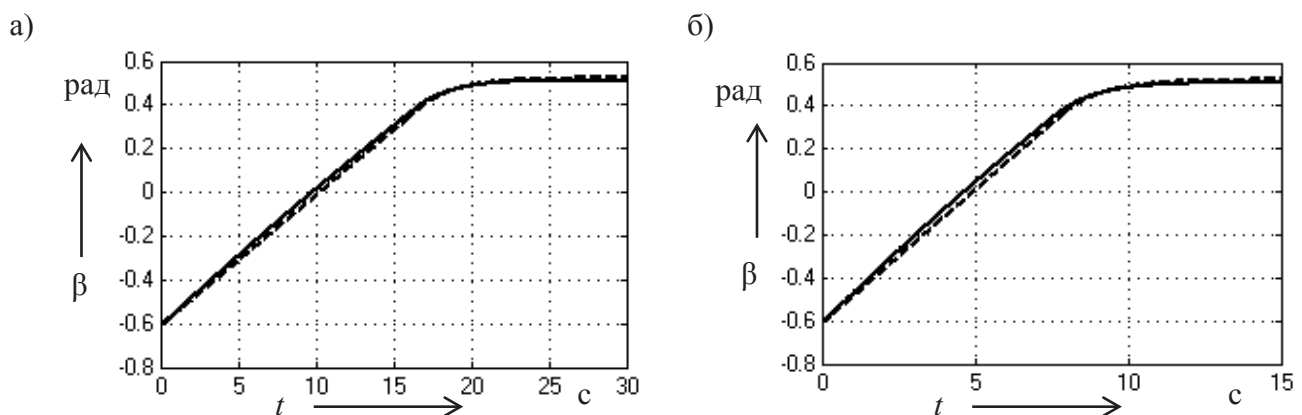


Рис. 9. Переходный процесс перекладки руля судна длиной 50 м при движении судна в экономичном режиме: а – время перекладки $\tau = 20$ с; б – время перекладки $\tau = 10$ с

Исследуем скоростной режим судов длиной 30 м и 50 м. Для этого решается система уравнений (12), (14) и (16). Фрагмент документа MathCad, где решается данная система уравнений для судна длиной 30 м и времени перекладки $\tau = 20$ с, показана на рис. 10.

$$t_{12} := 0 \quad K_{\Gamma} := 0$$

Given

$$t_{12} = T_0 \cdot \ln \left[\frac{K_{am} \cdot (T_0 \cdot K_{\beta} - K_{\Gamma}) \cdot (\beta_H + K_0 \cdot U_{amax})}{T_0 \cdot (U_{amax} + K_{am} \cdot K_{\beta} \cdot K_0 \cdot U_{amax} - K_{am} \cdot K_{\beta} \cdot \beta_K)} \right]$$

$$\delta \cdot (\beta_H + \beta_K) + \left[K_0 \cdot U_{amax} - \beta_K - (\beta_H + K_0 \cdot U_{amax}) \cdot e^{-\frac{t_{12}}{T_0}} \right] \cdot e^{\frac{(t_{12}-\tau) \cdot (1+K_0 \cdot K_{am} \cdot K_{\beta})}{(T_0+K_0 \cdot K_{am} \cdot K_{\Gamma})}} = 0$$

$$\text{Minerr}(t_{12}, K_{\Gamma}) = \begin{pmatrix} 9.81 \\ -12.67 \end{pmatrix}$$

Рис.10. Вычисление гибкой обратной связи для объекта управления в виде апериодического звена

Результаты вычислений коэффициента K_{Γ} для судов различной длины и различного значения времени перекладки руля в скоростном режиме сведены в табл. 2.

Таблица 2

Результаты вычислений коэффициента K_{Γ} для судна, движущегося в скоростном режиме

	Судно длиной 30 м		Судно длиной 50 м	
	$\tau = 20$ с	$\tau = 5$ с	$\tau = 20$ с	$\tau = 10$ с
Коэффициент K_{Γ}	5,02	-1,74	-13,33	-12,67
Параметры объекта управления	$K_0 = 0,024$ $T_0 = 89,5$	$K_0 = 0,034$ $T_0 = 33$	$K_0 = 0,036$ $T_0 = 143,2$	$K_0 = 0,049$ $T_0 = 98,6$
Двигатель	ДПМ-11 $P_H = 2,8$ кВт	ДПМ-31 $P_H = 12$ кВт	ДПМ-42 $P_H = 29$ кВт	ДПМ-62 $P_H = 60$ кВт

На рис. 11 представлены переходные процессы перекладки руля для судов различной длины при различных значениях времени перекладки и при движении судов в скоростном режиме, где максимальная скорость соответствует числу Фруда $Fr = 1$.

Для судна длиной 30 м это соответствует скорости 33 узла, а для судна длиной 50 м – 43 узла. Сплошной кривой линией обозначена максимальная скорость судна ($Fr = 1$), пунктирной кривой – минимальная скорость судна ($Fr = 0,1$).

Анализ переходных процессов перекладки руля показывает, что расчёт коэффициента гибкой обратной связи K_{Γ} решением систем уравнений, представленных в данной статье, позволяет осуществлять синтез следящей системы рулевого привода, который обеспечивает требуемое качество переходных процессов за требуемое время перекладки руля. Причём качество переходных процессов не зависит от скорости судна и его осадки.

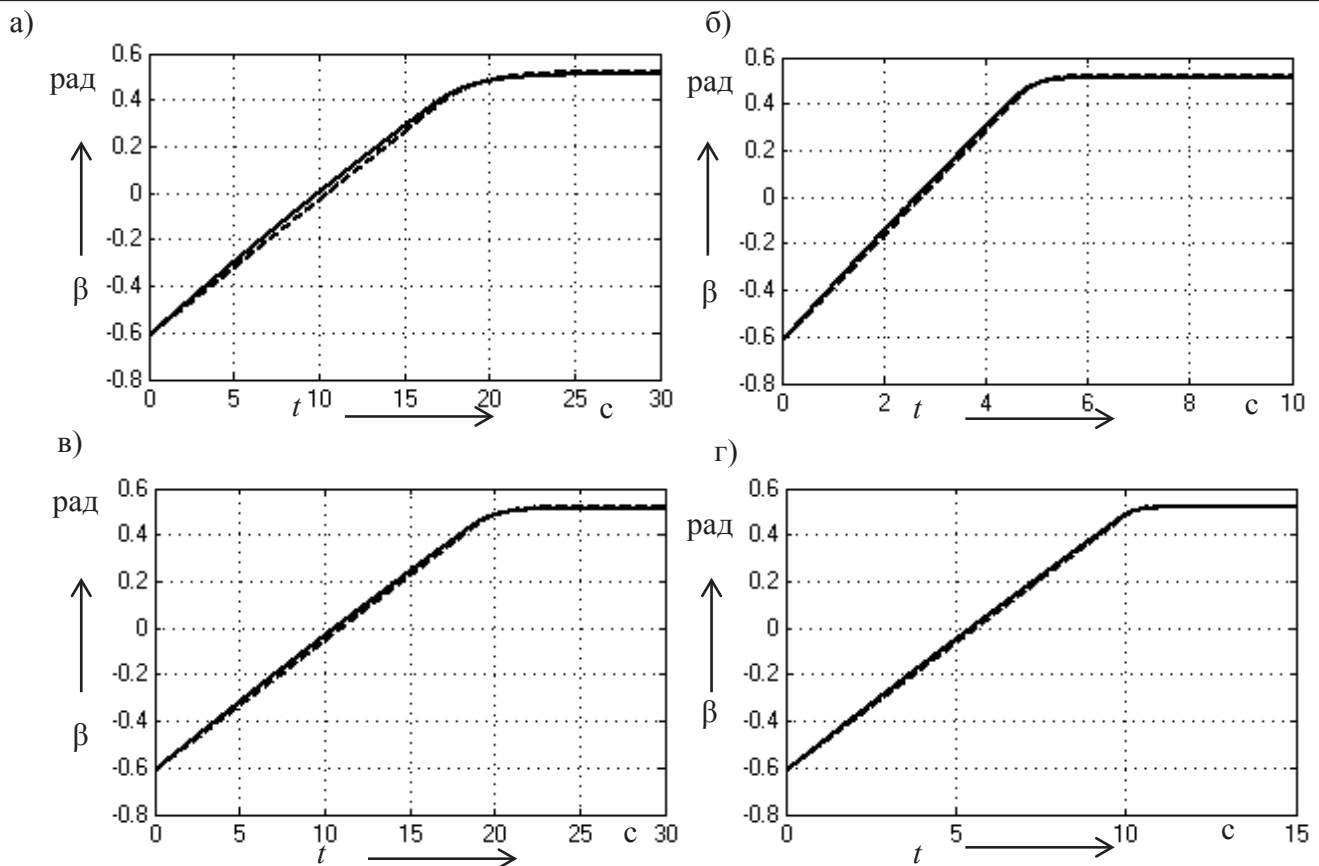


Рис. 11. Переходный процесс перекладки руля судов различной длины при движении судна в скоростном режиме: а – судно длиной $L = 30$ м со временем перекладки $\tau = 20$ с; б – судно длиной $L = 30$ м со временем перекладки $\tau = 5$ с; в – судно длиной $L = 50$ м со временем перекладки $\tau = 20$ с; г – судно длиной $L = 50$ м со временем перекладки $\tau = 10$ с.

Вывод

Методика расчёта применима для судов различной длины и обладает достаточной точностью вычисления, что необходимо для автоматического управления вождением судов.

ЛИТЕРАТУРА

1. Вагущенко, Л. Л. Системы автоматического управления движением судна: учеб. пособие / Л. Л. Вагущенко, Н. Н. Цымбал. – 3-е изд., перераб. и доп. – Одесса: Феникс, 2007. – 328 с.
2. Стельмашук, С. В. Моделирование в среде Simulink рулевой машины судна с математическим описанием силы давления воды по модели Жуковского / С. В. Стельмашук // Автоматизированные технологии и производства. – 2017. – №1. – С. 50-54.
3. Справочник по электрическим машинам. В 2 т. Т. 2 / И. П. Копылова, Б. К. Клокова. – М.: Энергоатомиздат, 1989. – 688 с.



Трусов Р. Е., Горькавый М. А., Соловьев, В. А.
R. Ye. Trusov, M. A. Gorkaviy, V. A. Solovyov

**РАЗРАБОТКА ИНТЕЛЛЕКТУАЛЬНОЙ ПОДСИСТЕМЫ ПЛАНИРОВАНИЯ
И ОПТИМИЗАЦИИ РЕМОНТОВ ЭЛЕКТРОСЕТЕВОГО ОБОРУДОВАНИЯ**

**DEVELOPMENT OF THE INTELLIGENT SUBSYSTEM OF PLANNING
AND OPTIMIZATION OF ELECTRIC NETWORK EQUIPMENT REPAIRING**

Роман Евгеньевич Трусов – магистрант Комсомольского-на-Амуре государственного университета (Россия, Комсомольск-на-Амуре). E-mail: kreezzz@mail.ru.

Mr. Roman Ye. Trusov – Master's Degree Student, Komsomolsk-on-Amur State University (Russia, Komsomolsk-on-Amur). E-mail: kreezzz@mail.ru.

Михаил Александрович Горькавый – кандидат технических наук, доцент, заведующий кафедрой управления инновационными процессами и проектами Комсомольского-на-Амуре государственного университета (Россия, Комсомольск-на-Амуре). E-mail: uipp@knastu.ru.

Mr. Mikhail A. Gorkaviy – PhD in Engineering, associate Professor, Head of the Management of innovative processes and projects Department, Komsomolsk-on-Amur State University (Russia, Komsomolsk-on-Amur). E-mail: uipp@knastu.ru.

Вячеслав Алексеевич Соловьев – доктор технических наук, профессор, заведующий кафедрой электропривода и автоматизации промышленных установок Комсомольского-на-Амуре государственного университета (Россия, Комсомольск-на-Амуре). E-mail: epapu@knastu.ru.

Mr. Vyacheslav A. Solovyev – Dr. hab., Professor, Head of the Electric drive and automation of industrial installations Department, Komsomolsk-on-Amur State University (Russia, Komsomolsk-on-Amur). E-mail: epapu@knastu.ru.

Аннотация. В целях оптимизации затрат на ремонтно-восстановительные работы электросетевого оборудования в условиях недопущения аварий в сетях, сбоев в поставке энергии потребителю и других негативных факторов предлагаются инструменты автоматизированной оценки предпосылок и планирования оптимальных комплексов мероприятий технического обслуживания и ремонта оборудования электросетевых компаний. Автоматизированное прогнозирование и планирование достигается за счёт организации интеллектуального вывода на основе данных имитационного моделирования частей и процессов производственной системы. Модель строится в ходе идентификации производственных процессов и ограничений внешней среды в конструкторе, реализованном в программной среде с использованием виртуальных блоков, отражающих характеристики типовых объектов производственной системы электросетевой компании. Для удобства работы и наглядности представления результатов прогноза подсистемы предлагается геймифицированный интерфейс и задаваемая пользователем система критериев эффективности функционирования.

Summary. To optimize the costs of repair and restoration works of the power grid equipment in the context of preventing accidents in networks, failures in the energy supply to consumers and other negative factors, tools for automated assessment of the prerequisites and planning of optimal sets of measures for technical maintenance and repair of equipment for electric grid companies are offered. Automated forecasting and planning are achieved through the organization of intelligent output based on simulation modelling of parts and processes of the production system. The model is built during the identification of production processes and environmental constraints in the designer, implemented in a software environment using virtual blocks that reflect the characteristics of typical objects of the production system of the electric grid company. For the convenience of work and visibility of the presentation of the forecast results of the subsystem, a gaming interface and a user-defined system of performance criteria are proposed.

Ключевые слова: энергетика, автоматизация, интеллектуальные системы, имитационная модель, нечёткая логика.

Key words: power engineering, automation, intelligent system, simulation model, fuzzy logic.

УДК 004.891.2

Введение

В условиях развития промышленной инфраструктуры региона возрастает роль электросетевых компаний и повышаются требования, предъявляемые к их работе. Специфические особенности территорий Дальнего Востока, в частности, таких как большая протяжённость, суровые климатические условия, труднодоступность линий, неравномерность нагрузки и др., определяют высокую долю затрат в общем бюджете компаний, приходящуюся на техническое обслуживание и ремонт (ТОиР) электросетевого оборудования. Таким образом, разработка системы поддержки принятия решений (СППР) для электросетевых компаний является одним из эффективных решений по сокращению финансовых и временных потерь при ТОиР и предоставлению качественной, бесперебойной электроэнергии потребителю. В настоящее время процесс принятия решения о ремонте или обслуживании электротехнического оборудования осуществляется в четыре этапа (см. рис. 1).

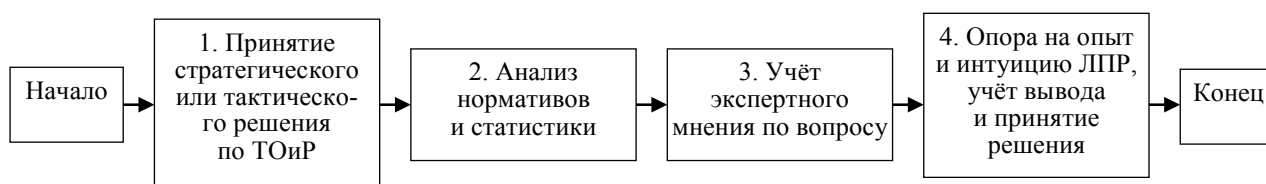


Рис. 1. Типовой алгоритм принятия решения о техническом обслуживании и ремонте

Предлагается повысить эффективность процесса разработки и принятия решения путём добавления в цепочку действий параллельной ветви операций, выполняемых в автоматическом режиме (см. рис. 2). При этом маршрут операций в полном объёме (1–3) необходим до тех пор, пока СППР не покажет достаточный уровень адекватности на практике, тогда весь путь «*» можно будет исключить либо значительно сократить временные затраты на выполнение операций.



Рис. 2. Схематичное изображение процесса принятия решения с использованием системы поддержки принятия решений

Следует отметить, что задачи, на решение которых направлена СППР, носят оттенок значительной степени статичности во времени (тактические и стратегические), то есть система не предназначена для решения оперативных проблем, а направлена на повышение эффективности долгосрочных периодических мероприятий (планов, графиков и т.д.) за счёт качественного прогноза

(несмотря на это решение некоторых оперативных проблем является возможным). Благодаря машинному быстрдействию, длительность моделирования эпохи значительно меньше времени протекания реального процесса, что позволяет принимать взвешенные решения при отсутствии статистических данных с опорой на прогноз. Применение разработанного в работе [6] подхода при организации интеллектуального вывода позволяет повысить объективность предлагаемого системой решения. На основе декомпозиции части производственного оборудования типовой электросетевой компании определён массив классов виртуальных блоков производственной части системы и приоритет моделирования.

В настоящей работе решаются задачи интеграции алгоритмического, программного и интеллектуального обеспечения внутри одного класса виртуального блока, характеризующего производственную подсистему нижнего уровня иерархии, внутренний интерфейс блока, логическую структуру интеграции классов виртуальных блоков внутри имитационной модели [1; 5] и внешний интерфейс модели.

Фрагмент структуры классов имитационной модели [5] в контексте объектно-ориентированного проектирования представлен на рис. 3. Атрибуты виртуальных блоков при конструировании модели в программной среде определяются исходя из представленных на рисунке цепочек наследования.

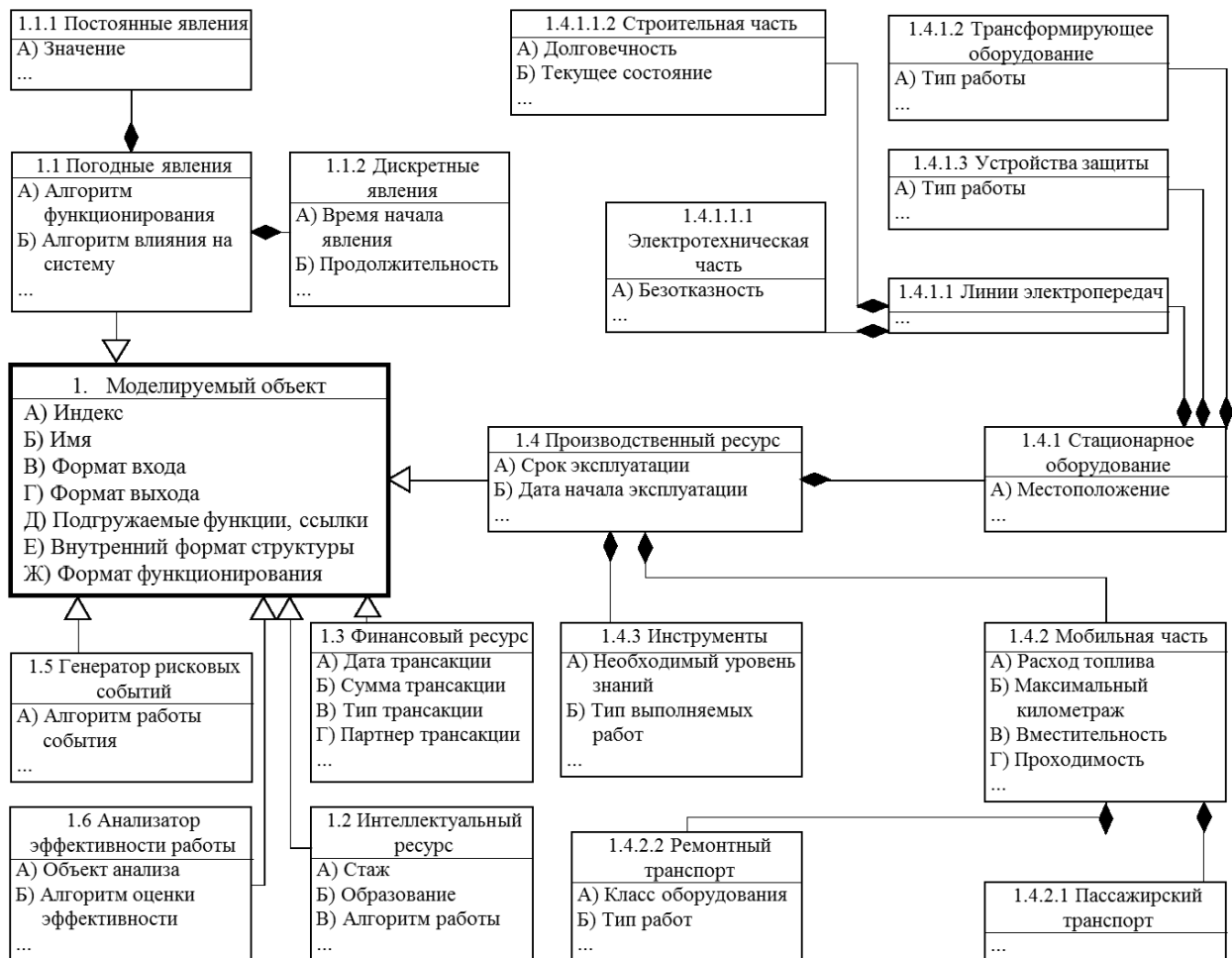


Рис. 3. Фрагмент структуры классов имитационной модели

Общая схема функционирования модели представлена на рис. 4.

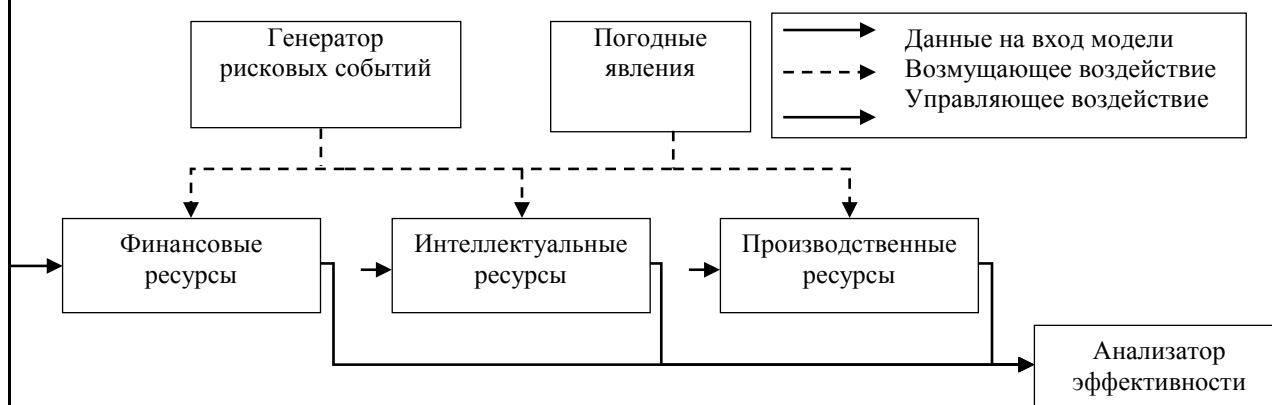


Рис. 4. Общая схема функционирования модели

Для обеспечения эффективности взаимодействия пользователя и СППР предлагается разработать интерфейс с использованием принципов геймификации (см. рис. 5). Целью пользователя в виртуальном пространстве является обеспечение и поддержание на требуемом уровне интегральных показателей качества процесса ТОиР.

Ближайшим аналогом интерфейса разрабатываемой СППР являются компьютерные игры жанра градостроительного симулятора. Пользователю необходимо воссоздать модель реального участка электросети (задать начальные значения внешней среды, расположить объекты моделирования на выбранной моделируемой территории, задать ограничения в виде величины бюджета на ТОиР и т.д.).

В ходе моделирования в соответствии с определёнными правилами изменяются значения переменных виртуальных блоков, характеризующих реальные объекты, а ускоренный ход модельного времени позволяет прогнозировать состояние оборудования с большим временным лагом. По окончании процесса моделирования пользователь получает лог-файл с ключевой информацией по всем виртуальным блокам, а также рекомендации к составлению плана по ТОиР на указанный пользователем временной срок, что обеспечивает реализацию процесса выявления узких мест, приводящих к авариям и серьёзным проблемам.

Верхняя панель (см. рис. 5) позволяет управлять настройками и ходом моделирования. Панель слева содержит в себе виртуальные блоки (объекты моделирования), которые можно располагать на центральном поле методом drag&drop, и дополнительные настройки. Центральное поле модели состоит из прямоугольных сегментов-территорий, содержащих в себе информацию о погодных условиях, основанных на глобальной информации в моделируемой области. В центральном поле пользователь размещает виртуальные блоки (объекты моделирования: линии, опоры, трансформаторные подстанции и т.д.). Каждый элемент имеет цветовую палитру, отражающую общее состояние объекта («зелёный» – удовлетворительно, «жёлтый» – имеются незначительные проблемы, «красный» – имеются серьёзные проблемы, «чёрный» – вышел из строя, «белый» – отключён).

Для демонстрации разработанных механизмов функционирования виртуальных блоков разработаны структура, алгоритм вывода и локальный интерфейс виртуального блока – «промежуточная опора».

Программная реализация структуры виртуального блока (см. рис. 6) выполнена в среде MatLab, атрибуты определены исходя из выполненной декомпозиции электросетевого оборудования. Моделируемые погодные условия и случайные факторы оказывают негативное влияние на значения атрибутов виртуального блока, а имитация реализации ремонтных работ обеспечивает доведение значений атрибутов блоков до эталонных. Если значение одного из атрибутов превы-

шает критическую отметку, происходит имитация выхода из строя виртуального блока, и моделирование завершается.

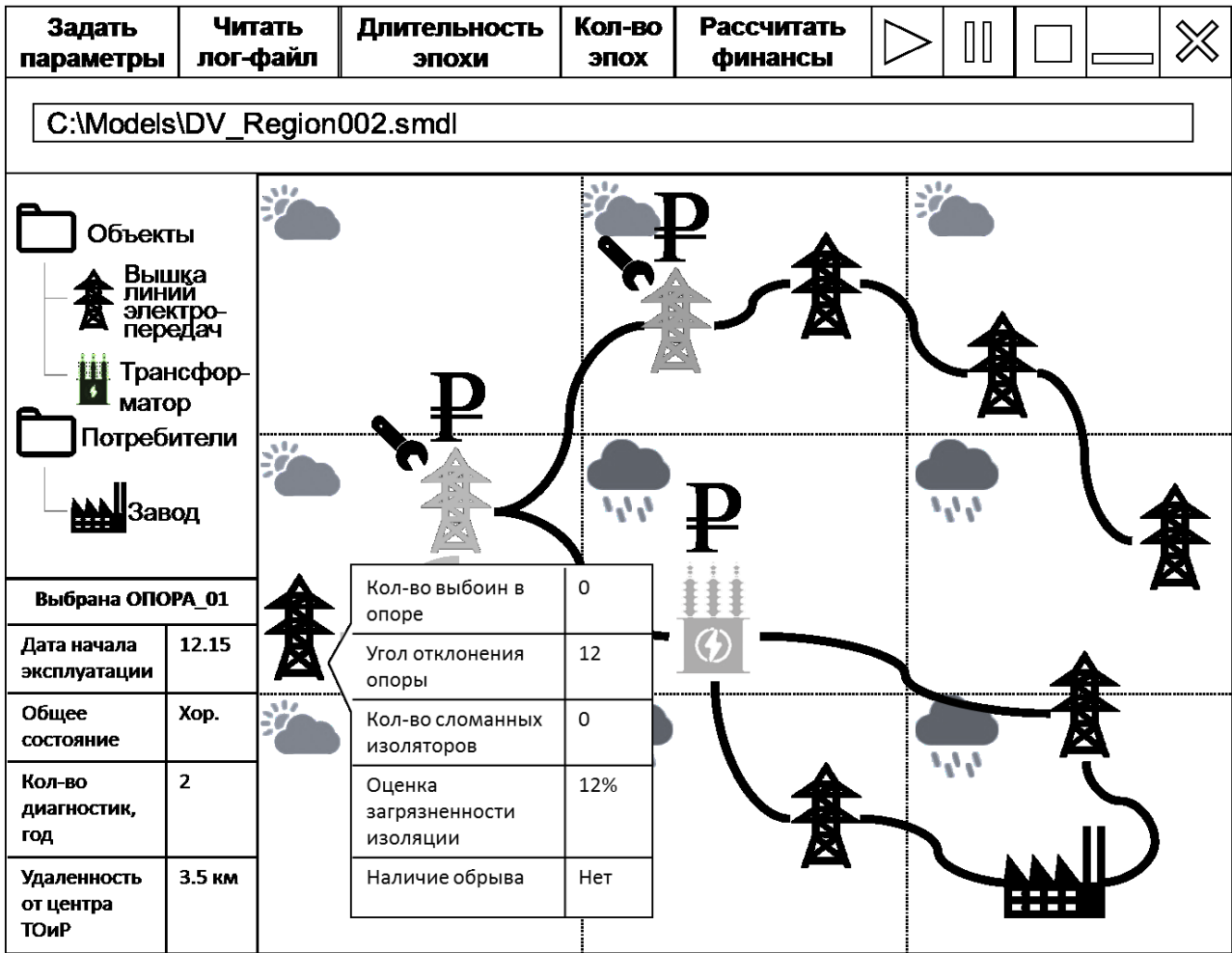


Рис. 5. Концепт интерфейса системы поддержки принятия решений



Рис. 6. Структура виртуального блока

Весь процесс моделирования заносится в лог-файл, в котором можно отследить динамику изменения значений атрибутов и выявить оптимальную комбинацию ремонтных работ при определённых условиях внешней среды. Интерфейс виртуального блока представлен на рис. 7.

Для одновременного моделирования нескольких виртуальных блоков и интеграции их внутри одной системы было принято решение использовать программную среду Simulink, обладающую мощным встроенным графическим интерфейсом, значительно облегчающим вопросы интеграции блоков на этапе проектирования модели.

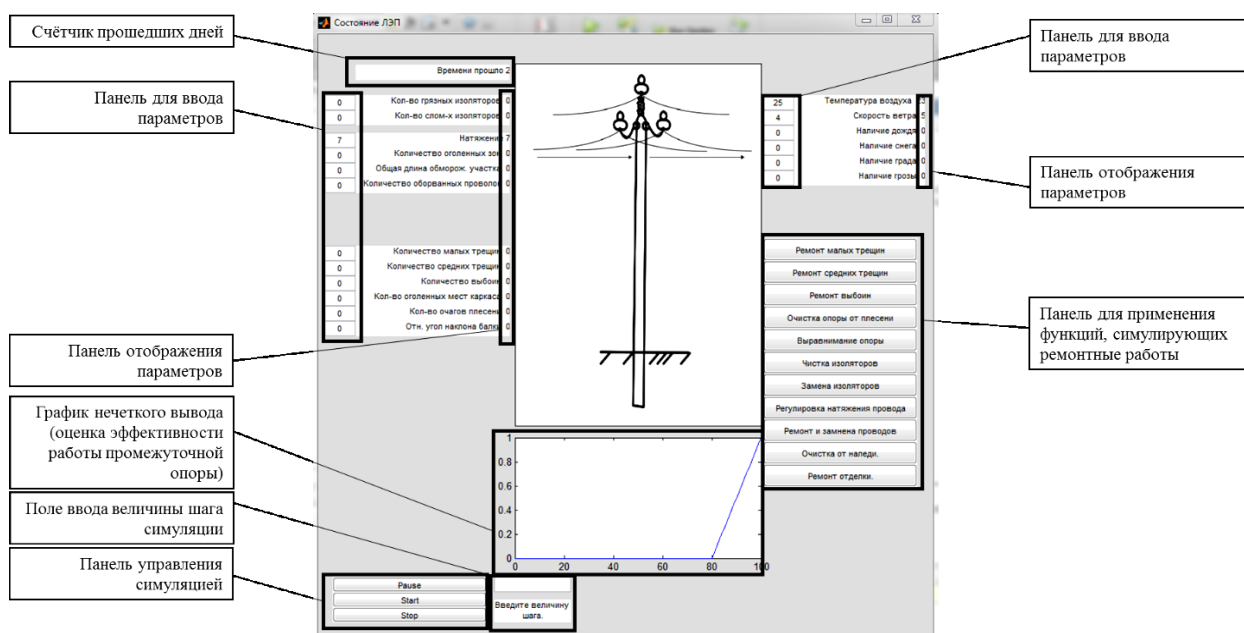


Рис. 7. Интерфейс виртуального блока «Промежуточная опора»

Структура группы виртуальных блоков (фрагмента имитационной модели) представлена на рис. 8.



Рис. 8. Структура фрагмента имитационной модели



На верхнем уровне фрагмента имитационной модели находятся виртуальные блоки, отвечающие за подсчёт модельного времени, выполнение имитации погодных условий (пользователь задаёт среднемесячные температуры на необходимый срок моделирования, а информация об осадках и других погодных явлениях предоставляется согласно статистике по моделируемой территории) и имитацию работы опор линий передач, а также блоки, реализующие интерфейс вывода.

Структурные и параметрические атрибуты модели представлены в табл. 1.

Таблица 1

Структурные и параметрические атрибуты модели

Блок	Имя атрибута	Единица измерения	Описание	Способ генерации	Тип	Границы
А	Step	Дни	Шаг моделирования	Ручной ввод	int	1 – ...
	Start	Дни	Номер начального дня моделирования	Ручной ввод	int	0 – ...
	Counter	Дни	Счётчик прошедшего времени	Увеличение на Step	int	0 – ...
	Koef, Koef1	–	Регуляторы модельного времени	Задан заранее	int	1
	First-1, First-0	–	Регуляторы блока switch верного отсчёта пройденных дней	Задан заранее	int	1,0
	Time 1	Дни	Порядковый номер дня	Расчёт в блоке Clock	int	0 – ...
	Step 1	Дни	Выходная переменная шага (для лог-файла)	Не изменяется после ввода	int	1 – ...
	Counter 1	Дни	Выходная переменная прошедших дней	Расчёт в блоке Clock	int	1 – ...
В	First	Дни	Время начала действия погодных условий	Ручной ввод	int	1 – ...
	SkorVetra, Sk,	м/с	Скорость ветра	Ручной ввод	int	0 – 15
	Plotn Osadkov, Ra	мм	Плотность осадков	Ручной ввод	int	0 – 10
	Temp	°С	Температура воздуха	Ручной ввод	int	-35...+35
	Plotn Grada	Шт./м ² ·мин	Плотность града	Ручной ввод	int	0 – 1000
	Ocenka Plotnosity Grozy	Балл	Плотность грозы	Ручной ввод	int	0 – 10
	Weather	–	Массив с данными о погоде	Расчёт в блоке Weather	Array	–
С	Display 3	Дни	Отображение текущего дня	Расчёт в группе блоков А	int	0 – ...
	Display 5	Дни	Отображение шага моделирования	Ручной ввод	int	0 – ...
	Display 4	Дни	Отображение прошедших дней	Расчёт в группе блоков А	int	0 – ...

Продолжение таблицы 1

Блок	Имя атрибута	Единица измерения	Описание	Способ генерации	Тип	Границы
С	Display 6	Степени принадлежности	Массив, хранящий функцию принадлежности нечёткого выхода	Расчёт в блоке Subsystem	Array	0 – 1
	Scope	–	Графики изменения погодных условий	Расчёт в блоке Weather	Array	–
	Scope 1	–	График изменения плотности осадков	Расчёт в блоке Weather	int	–
	Scope 2	–	График изменения скорости ветра	Расчёт в блоке Weather	int	–
D	Fuz	–	Функция принадлежности, характеризующая эффективность работы объекта	Расчёт в блоке Subsystem	Array	0 – 1
	TimeIn	Дни	Значение текущего модельного времени	Расчёт в блоке Clock	int	0 – ...
	SkorVetra	м/с	Значение текущей скорости ветра	Расчёт в блоке Weather	int	0 – 15
	Plotnost Osadkov	мм	Значение текущей плотности осадков	Расчёт в блоке Weather	int	0 – 10
	Weather In	–	Массив с текущими параметрами погодных условий	Расчёт в блоке Weather	array	–
D1	–	–	Блок, содержащий алгоритмы ремонтных работ над объектом	Создаётся разработчиком	–	–
D2	–	–	Моделирование объекта	Создаётся разработчиком	–	–
D3	–	–	Ручной ввод начальных параметров	Создаётся разработчиком	–	–
D4	–	–	Автоматический ввод начальных параметров	Создаётся разработчиком	–	–
D5	–	–	Соблюдение всех значений их установленным пределам	Создаётся разработчиком	–	–
D6	–	–	Интеграция информации на протяжении всего процесса моделирования	Создаётся разработчиком	–	–
D7	–	–	Трансформация характеристик объекта исходя из моделируемых погодных условий	Создаётся разработчиком	–	–
D8	–	–	Переключатель режимов работ: задание параметров экспертом или автоматическое генерирование параметров	Создаётся разработчиком	–	–

Блок	Имя атрибута	Единица измерения	Описание	Способ генерации	Тип	Границы
D9	-	-	Группа блоков, вызывающая остановку моделирования при определённых условиях	Создаётся разработчиком	-	-

На рис. 9 отображён верхний уровень фрагмента имитационной модели. Блок В, имеющий один вход и три выхода, отвечает за симуляцию погодных условий. Выходы Sk (скорость ветра), Ra (плотность дождя) отделены от основного массива погодных условий, потому что влияние этих явлений заложено в алгоритм расчёта эффективности работы объекта, а не в алгоритм обработки влияния погодных условий.

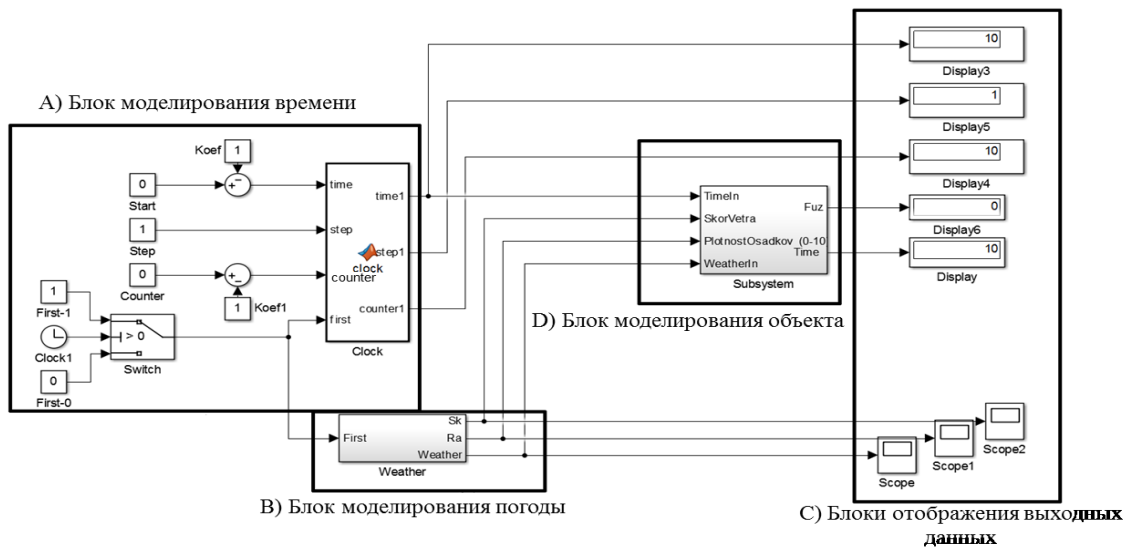


Рис. 9. Верхний уровень прототипа имитационной модели

Внутри блока В (см. рис. 10) содержатся пять констант, отражающих величины погодных условий и объединяющихся в шине для последующего перехода в функцию WeatherChange, которая моделирует динамику погодных условий.

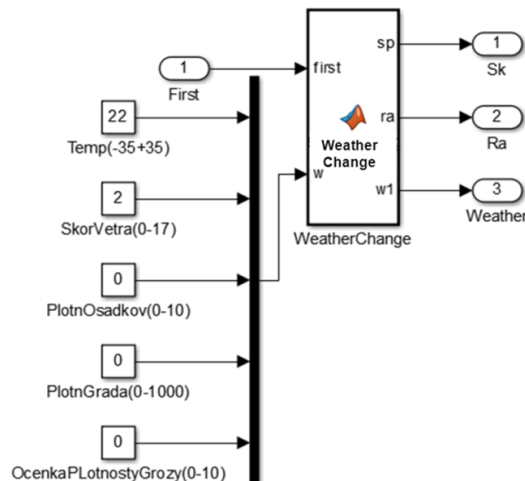


Рис. 10. Декомпозиция блока В

Декомпозиция виртуального блока «Промежуточная опора» (блок D) представлена на рис. 11. Приведено также и описание компонентов виртуального блока «Промежуточная опора» (блок D) (см. табл. 1).

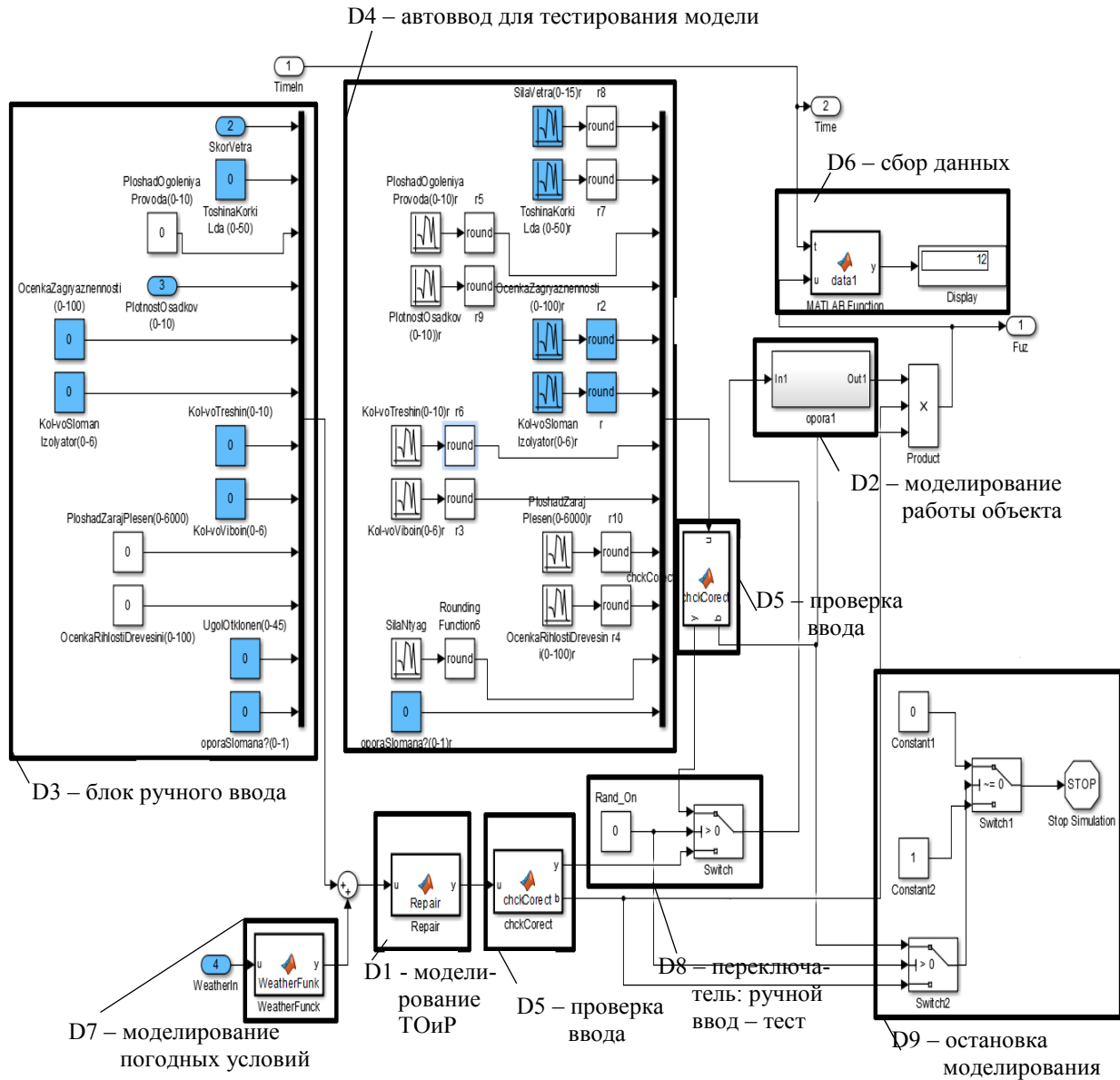


Рис. 11. Декомпозиция блока D «Промежуточная опора»

Нечёткая иерархическая система расчёта эффективности работы виртуального блока «Промежуточная опора» представлена на рис. 12. На вход подаётся массив с параметрами объекта, которые формируют согласно установленным правилам нечёткие выводы, переходящие по каскадам иерархии без потери семантики [6].

Интегральным показателем, определяющим необходимость имитации ремонтных работ и автоматического планирования графиков обслуживания в виртуальном блоке, является эффективность работы блока. Показатель «эффективность» реализован в формате лингвистической переменной с универсальным множеством от 0 до 100 с шагом 1, терм-множеством, состоящим из трёх термов (см. рис. 12), функции принадлежности которых формируются исходя из конкретных особенностей имитируемого объекта.

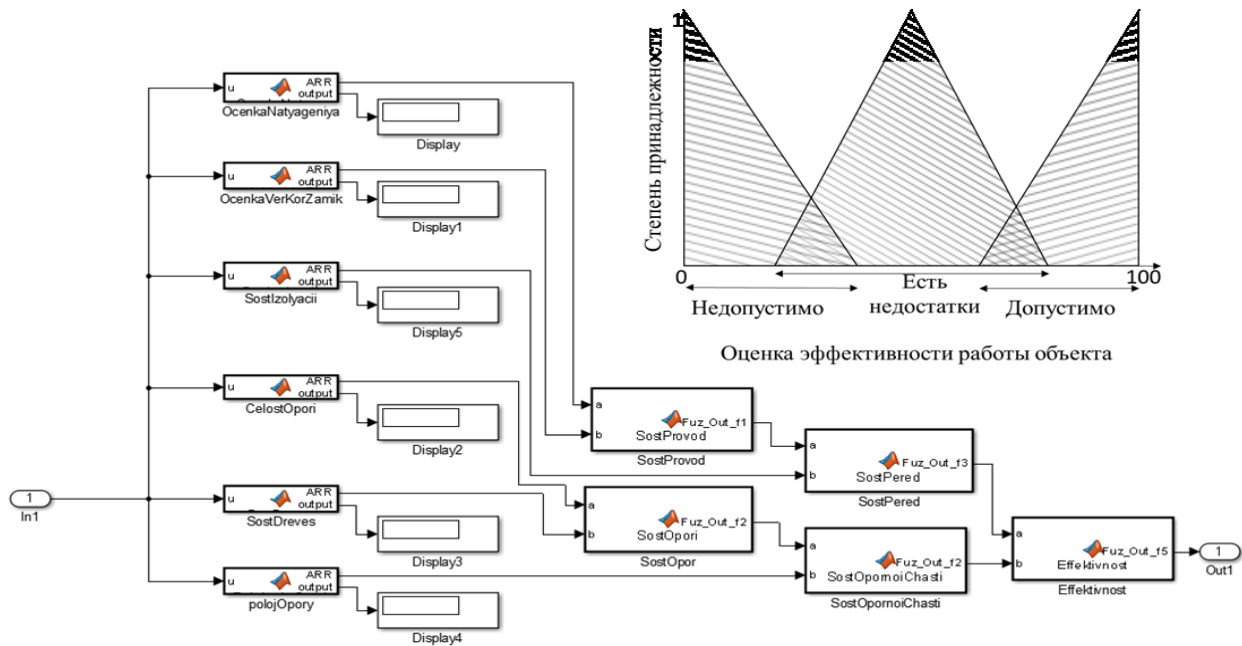


Рис. 12. Нечёткая иерархическая система в среде Simulink

В результате моделирования пользователь видит изменение ключевых параметров виртуального блока в течение моделируемого времени в виде графиков (см. рис. 13).

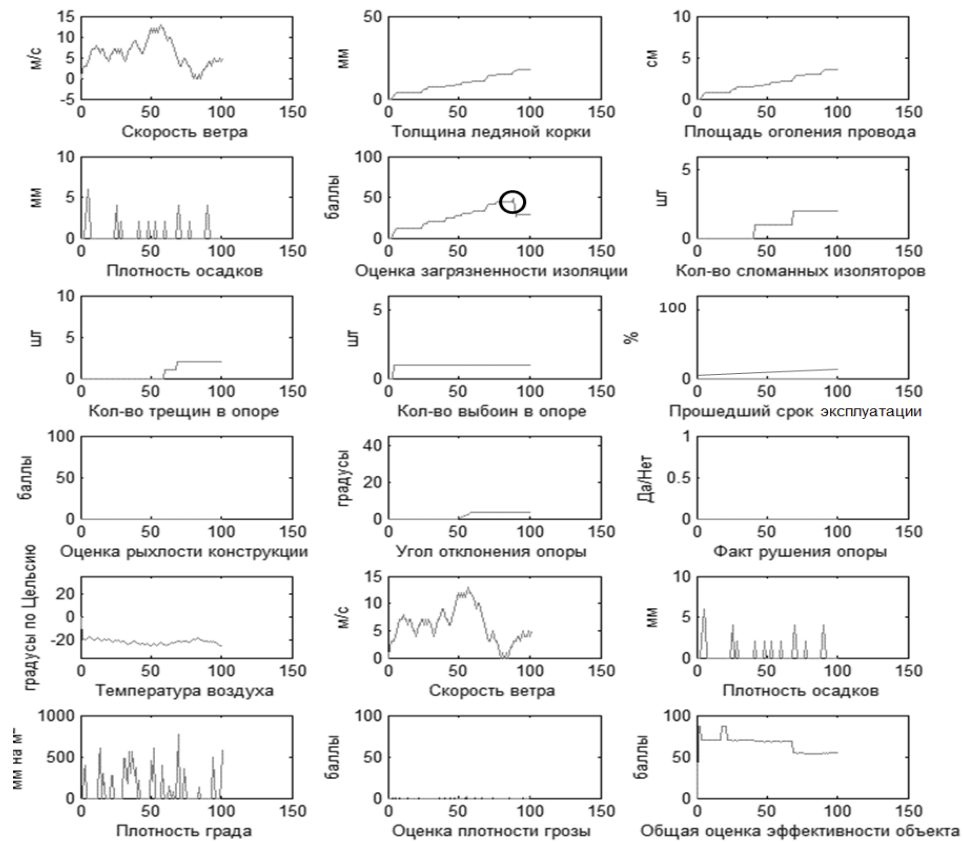


Рис. 13. Выходные данные моделирования (на оси абсцисс указано количество моделируемых дней)

Например, на графике оценки загрязнённости изоляции видно, как был имитирован процесс очистки изоляции, сокративший негативный эффект от её загрязнения.

При анализе результатов имитационного моделирования по всей системе информация, полученная по каждому виртуальному блоку, интегрируется, претерпевает интеллектуальную обработку (по заранее определённым критериям) и агрегируется в сводный отчёт, отражающий оптимальный график ремонтно-восстановительных работ (см. табл. 2). Необходимо отметить, что помимо виртуальных блоков, отражающих производственную часть электросетевого оборудования, определяющую роль в системе критериев оптимизации графика играют виртуальные блоки классов «процедура ремонта», «финансовый ресурс» и т.п. (см. рис. 3).

Таблица 2

Сводный отчёт с оптимальным графиком ремонтно-восстановительных работ
 (моделирование начинается с 01.11.2017)

Критерий	Запланированная работа	Дата ближайшей работы	Планирование работ
Толщина ледяной корки	Выезд бригады для избавления от обледенения	20.02.18	Каждые 40 дней в зимнее время
Площадь оголения провода	Выезд бригады для замены непригодных участков кабеля	20.01.18	Каждые 90 дней
Оценка загрязнённости изоляции	Выезд бригады для очистки и замены изоляции	15.02.18	Каждые 80 дней
Количество сломанных изоляторов	Выезд бригады для очистки и замены изоляции	15.02.18	Каждые 80 дней
Количество трещин в опоре	–	–	–
Количество выбоин в опоре	Выезд бригады для установления опорной балки	01.05.18	Каждые 150 дней
Прошедший срок эксплуатации	Замена опоры	01.11.21	Каждые 4 года
Оценка рыхлости конструкции	–	–	–
Угол отклонения опоры	Выезд бригады для выпрямления опоры	01.05.18	Каждые 150 дней
Факт рушения опоры	–	–	–

Разработка алгоритмического и программного обеспечения, интерфейса и логики вывода всех классов виртуальных блоков позволит завершить процедуру формирования интеллектуальной системы планирования ремонтов электросетевого оборудования.

Заключение

Разработанный инструментальный комплекс интеллектуального вывода (интеллектуальная подсистема) для процесса поддержки принятия решения о ремонте и работе по техническому обслуживанию производственного оборудования электросетевой компании, рассмотренный на примере виртуального блока «Промежуточная опора», задаёт вектор дальнейшего проектирования интеллектуальной системы по всей производственной части компании. Технология разработки одного класса виртуальных блоков обобщена и может быть использована для остальных классов виртуальных объектов, участвующих в процессах ТОиР. Представленные возможности получения результатов всех характеристик виртуальных блоков и интеграции их в единую базу данных создают предпосылки для создания человеко-машинной (с участием экспертов) системы формиро-



вания рекомендаций по ремонту и обслуживанию оборудования [2]. Возможность интеграции экспертной информации в интеллектуальную систему с сохранением полной смысловой нагрузки обеспечивается за счёт использования разработанных в [3; 6; 7] подходов к осуществлению логического вывода в иерархических системах. Для удобства работы и наглядности представления результатов прогноза подсистемы предлагается геймифицированный интерфейс и задаваемая пользователем система критериев эффективности функционирования виртуальных блоков.

ЛИТЕРАТУРА

1. Болдырев, В. В. Имитационная модель функционирования распределённой интеллектуальной системы энергосбережения с ограниченным количеством трудовых ресурсов / В. В. Болдырев, М. А. Горькавый // Сб. научн. тр. XIX Междунар. науч.-практ. конф. – СПб. – 2015. – С. 235-241.
2. Горькавый, М. А. Модели, методы и средства управления и интегрированной информационной поддержки производственных процессов предприятия металлургической отрасли: автореф. дис. ... канд. техн. наук / Горькавый Михаил Александрович. – Комсомольск-на-Амуре, 2010. – 24 с.
3. Горькавый, М. А. Нечёткий подход к оценке компетентности технического персонала промышленного предприятия / В. А. Соловьев, М. А. Горькавый // Вестник Тихоокеанского гос. ун-та. – 2010. – № 3 – С. 63-72.
4. Трусов, Р. Е. К вопросу разработки имитационной модели комплекса электросетевого оборудования передающей энергосистемы / Р. Е. Трусов, М. А. Горькавый // Объектные системы. – Ростов-на-Дону. – 2015. – С. 61-64.
5. Трусов, Р. Е. Классификация электросетевого оборудования для разработки имитационной модели передающей энергосистемы / Р. Е. Трусов, М. А. Горькавый // Научно-практическое творчество аспирантов и студентов. – Комсомольск-на-Амуре, 2016. – С. 600-602.
6. Трусов, Р. Е. Разработка принципа нечёткого иерархического вывода автоматизированных модулей управления производственными процессами электросетевых компаний / Р. Е. Трусов, М. А. Горькавый, В. А. Соловьев // Информатика и системы управления. – Благовещенск. – 2017. – С. 96-108.
7. Штовба, С. Д. Проектирование нечётких систем средствами MatLab / С. Д. Штовба. – М.: Телеком, 2007. – 288 с.

МАТЕМАТИКА И МЕХАНИКА
MATHEMATICS AND MECHANICS

Петров М. Р., Петрова А. Н., Хакимов С. Ф.
M. R. Petrov, A. N. Petrova, S. F. Khakimov

**ОПРЕДЕЛЕНИЕ ДИАГРАММЫ РАСТЯЖЕНИЯ ТРУБЧАТОГО СТЕРЖНЯ
ИЗ ГИПЕРЭЛАСТИЧНОГО МАТЕРИАЛА**

**DETERMINATION OF THE DIAGRAM OF THE TUBULAR RODGE STRETCHING
FROM A HYPERELASTIC MATERIAL**

Петров Михаил Радиевич – кандидат технических наук, доцент кафедры механики и анализа структур и процессов Комсомольского-на-Амуре государственного университета (Россия, Комсомольск-на-Амуре); тел.: + 7 (4217) 24-11-18. E-mail: ktpm@knastu.ru.

Mr. Mikhail R. Petrov – PhD in Engineering, associate professor, Mechanics and analysis of structures and processes Department, Komsomolsk-on-Amur State University (Russia, Komsomolsk-on-Amur); tel.: + 7 (4217) 24-11-18. E-mail: ktpm@knastu.ru.

Петрова Анна Николаевна – кандидат технических наук, доцент кафедры математического обеспечения и применения ЭВМ Комсомольского-на-Амуре государственного университета (Россия, Комсомольск-на-Амуре). E-mail: Petrovaan2006@yandex.ru.

Mrs. Anna N. Petrova – PhD in Engineering, associate professor, software and computer application department, Komsomolsk-on-Amur State University (Russia, Komsomolsk-on-Amur). E-mail: Petrovaan2006@yandex.ru.

Хакимов Сиёвуш Файзалиевич – студент группы 6 ПСм-1 Комсомольского-на-Амуре государственного университета (Россия, Комсомольск-на-Амуре); тел.: + 7 (929) 412-18-82. E-mail: hakimov.siyvush@mail.ru.

Mr. Siyovush F. Khakimov – Master' s Degree student, Komsomolsk-on-Amur State University (Russia, Komsomolsk-on-Amur); tel.: + 7 (929) 412-18-82. E-mail: hakimov.siyvush@mail.ru.

Аннотация. Статья посвящена исследованию деформационных характеристик гиперэластичного материала – резины – для расчёта шарнирно-стержневых систем из гиперэластичного материала. Описывается эксперимент, способы получения и обработки результатов.

Summary. The article is devoted to the investigation of deformation characteristics of hyperelastic material (rubber) to calculate hinged-rod systems from hyperelastic material. The experiment and methods of obtaining and processing the results are described.

Ключевые слова: деформационные характеристики гиперэластичного материала, большие деформации, шарнирно-стержневые системы.

Key words: deformation characteristics of a hyperelastic material, large deformations, hinge-rod systems.

УДК 539.3

Расчёт конструкции, каким бы методом он ни производился [1; 2], требует определения диаграммы растяжения материала с целью получения зависимости напряжения в стержнях, составляющих конструкцию, от деформации. При этом стержень выполнен из эластопластика – каучука или силикона. Длина стержня превышает его толщину более чем на порядок.

Диаграмма растяжения стержня получается экспериментально при испытании специальных образцов. При этом испытание трубчатого стержня из гиперэластичного материала на растяжение имеет ряд отличий от испытания стального стержня.

Во-первых, при растяжении гиперэластичного стержня площадь его поперечного сечения уменьшается в разы по сравнению с площадью стального стержня. Возникает проблема получения значений напряжений в стержне – необходимо фиксировать через определённые отрезки времени значения площадей поперечных сечений стержней.

Во-вторых, для определения площади поперечного сечения необходимо знать, каково значение внутреннего диаметра стержня. Определение этого размера наталкивается на значительные проблемы.

В-третьих, эластопластик обладает некоторыми реологическими свойствами (вязкостью). Когда эластопластик деформируется под действием приложенной нагрузки, связи между его молекулами разрушаются и возникают вновь в новой конфигурации, оказывая сопротивление деформации. Такое сопротивление деформации называется вязкостью. Эластопластик состоит из длинных полимолекул, поэтому силы межмолекулярного взаимодействия у него достаточно велики. Полимолекулы меняют своё положение при каждом нагружении, и, соответственно, меняется характеристика материала при новой деформации.

В-четвёртых, характеристика гиперэластичного материала требует аппроксимации этой характеристики нелинейной функцией.

В-пятых, защемление в зажимах стержня ведёт к его излишним деформациям в местах крепления, что оказывает влияние на диаграмму растяжения стержня.

Для решения первой проблемы измерение диаметра стержня велось бесконтактным методом – путём использования видео- и фотокамеры и сравнением эталонного размера A с диаметром d . На рис. 1 показана схема эксперимента, а на рис. 2 приведена установка, на которой проводился эксперимент с трубчатым стержнем. На рис. 1, 2 цифрой 1 обозначены стержни (уголки), расстояние между которыми является эталонным размером, с которым сравнивается толщина (диаметр) силиконового стержня. Цифрой 2 обозначен сам силиконовый стержень. Сравнение эталонного размера и диаметра стержня производится на экране компьютера сопоставлением количества пикселей, занимаемого стержнем, и расстоянием между эталонными уголками.

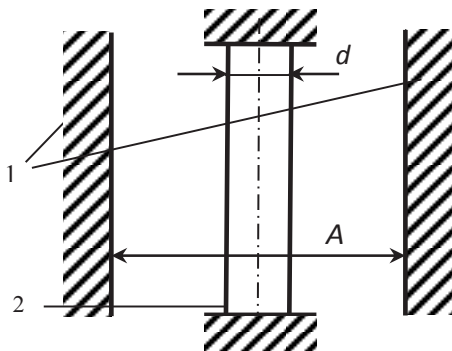


Рис. 1. Схема эксперимента

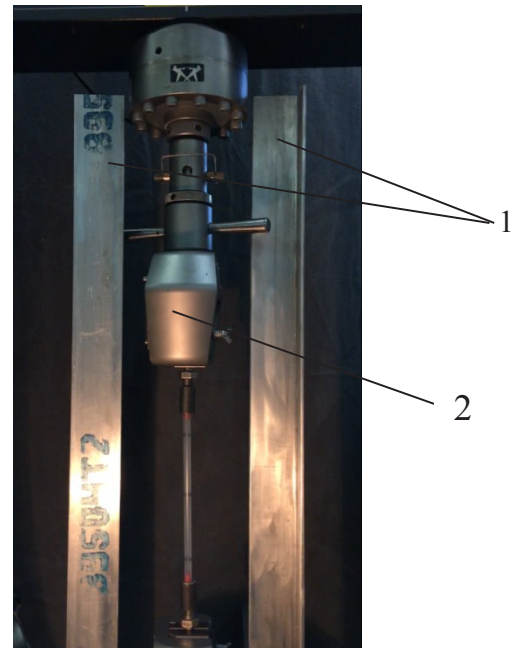


Рис. 2. Экспериментальная установка

Для решения второй проблемы были рассмотрены два варианта мер. В первом для определения внутреннего диаметра трубчатого стержня было предложено использовать окраску внутренней поверхности стержня (стержень полупрозрачный), чтобы при помощи фотокамеры оценить внутренний диаметр.

Предполагалось, что при использовании фотокамеры есть возможность оценить толщину стенки стержня и найти соотношение между наружным и внутренним диаметрами. Однако в результате эксперимента оказалось, что при окраске внутренней поверхности силиконовой трубки

цвет внутренней поверхности рассеивается в силиконе и отличить внутреннюю поверхность от наружной практически невозможно (см. рис. 3).



Рис. 3. Окрашенный силиконовый стержень

Таким образом, поскольку окраска внутренней поверхности не дала нужного результата, был использован метод на основе закона сохранения объема при деформациях. В результате было выведено уравнение, связывающее между собой внутренний и наружный диаметры стержня и его начальную и текущую длину:

$$d_{\text{внутр}} = \sqrt{d_{\text{наруж}}^2 - \frac{l_0}{l} (d_{\text{наруж}_0}^2 - d_{\text{внутр}_0}^2)},$$

где $d_{\text{внутр}}$ – внутренний диаметр стержня; $d_{\text{наруж}}$ – наружный диаметр стержня; $d_{\text{наруж}_0}$ – начальный наружный диаметр стержня; $d_{\text{внутр}_0}$ – начальный внутренний диаметр стержня; l_0 – начальная длина стержня; l – длина стержня.

Решение третьей проблемы заключалось в многократном испытании образца. После серии испытаний различных образцов из различных эластопластиков был сделан вывод, что необходимо провести над образцом от 5 до 12 испытаний для того, чтобы получить характеристику, которая не изменяется при следующих нагружениях (см. рис. 4). Для получения этой диаграммы был испытан полый стержень из силикона.

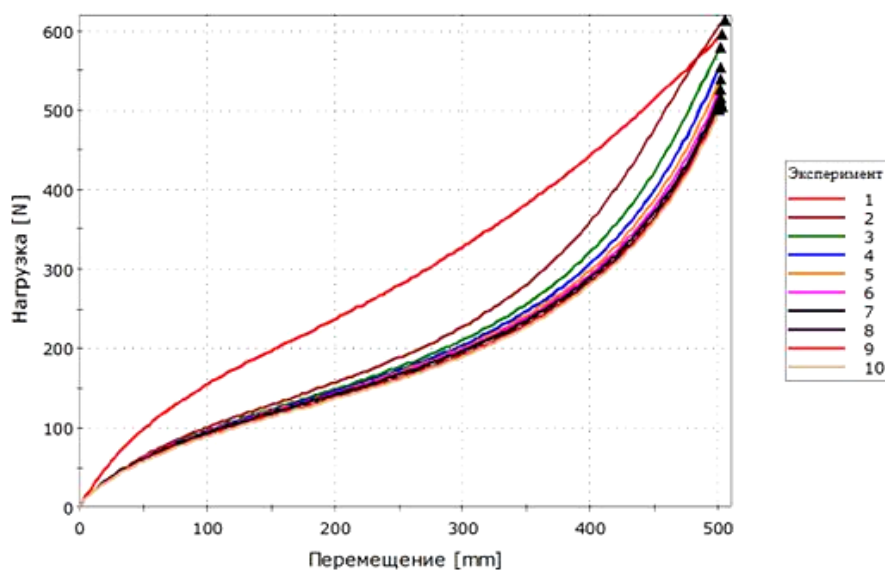


Рис. 4. Зависимость длины стержня от нагружения

Решение четвёртой проблемы заключалось в том, чтобы полученную характеристику материала аппроксимировать какой-либо функцией для использования в математической модели – это может быть нелинейная либо кусочно-линейная функция.

На рис. 5 показана диаграмма растяжения этого стержня, которая носит нелинейный характер. Эта диаграмма была аппроксимирована полиномиальной зависимостью.

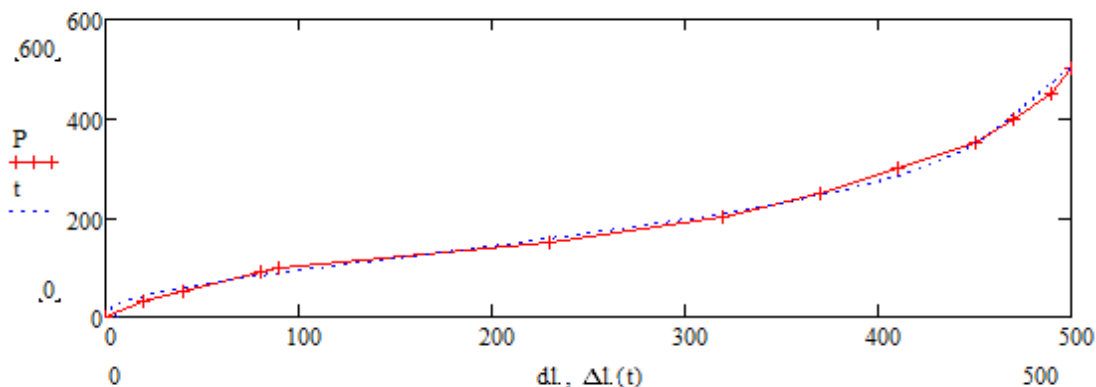


Рис. 5. Зависимость абсолютной деформации от нагружения

Аналитические выражения аппроксимирующей выглядят следующим образом:

$$\Delta l(P) = 6,251 - 0,564 \cdot P + 0,025 \cdot P^2 - 1,026 \cdot 10^{-4} \cdot P^3 + 1,66 \cdot 10^{-7} \cdot P^4 - 9,636 \cdot 10^{-11} \cdot P^5.$$

Решение пятой проблемы заключалось в применении образца трубчатого стержня, закреплённого в специальных кронштейнах с двух сторон. Было выяснено, что такой способ крепления стержня оказывает минимальное воздействие способа крепления стержня на результат испытания (см. рис. 6).

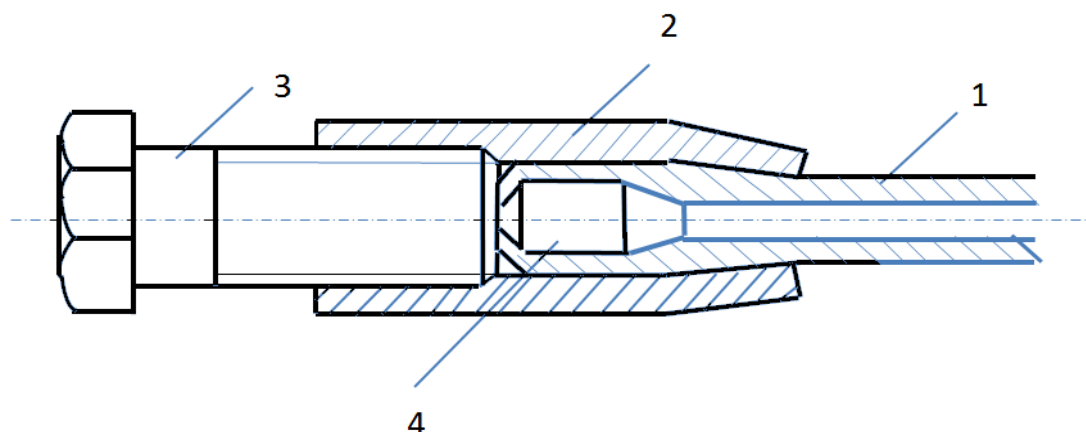


Рис. 6. Схема закрепления трубчатого стержня:
1 – испытываемый образец стержня; 2 – зажимная гайка;
3 – болт; 4 – прижимной стержень

Конечной целью данного исследования было получение характеристики гиперэластичного материала, которая является зависимостью нормального напряжения в поперечных стержня Б от относительной деформации ϵ . Зная наружный и внутренний диаметр гиперэластичного стержня, исследователь имеет возможность вычислить площадь поперечного сечения. Имея зависимость

деформации стержня от приложенной силы, имеется возможность получить искомую характеристику материала.

На рис. 7 показано диалоговое окно, в котором представлена характеристика силикона в виде графика зависимости относительной деформации напряжения от напряжения при расчёте конструкции со стержнями из этого материала с помощью программного продукта ЛИРА-2016. Слева представлена таблица значений из эксперимента данной зависимости.

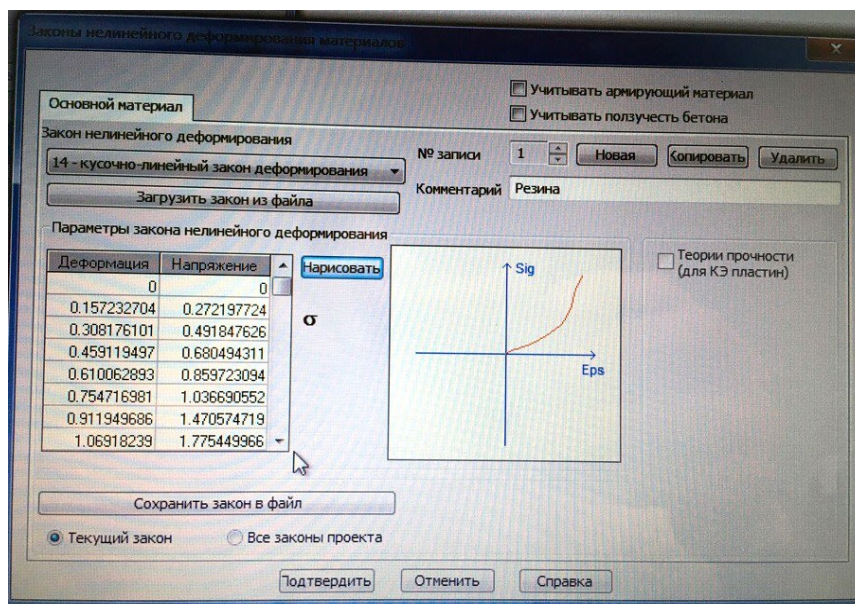


Рис. 7. Диалоговое окно ЛИРА 2016

Заключение

1. При растяжении гиперэластичного стержня изменение площади поперечного сечения можно измерить только бесконтактным методом при использовании фото- и видеосъёмки.
2. Измерение внутреннего диаметра трубчатого стержня целесообразнее проводить с использованием закона сохранения объёма.
3. После серии испытаний различных образцов эластопластиков был сделан следующий вывод: необходимо провести над образцом от 5 до 12 испытаний для того, чтобы получить характеристику, которая не изменяется при следующих нагружениях.
4. Характеристика гиперэластичного материала является нелинейной. Это требует аппроксимации характеристики либо нелинейной функцией, либо кусочно-линейной.
5. Для уменьшения влияния способа крепления стержня на результат испытаний рекомендуется использовать трубчатый стержень, прикреплённый к основанию с помощью специальных кронштейнов.

ЛИТЕРАТУРА

1. Математическая модель шарнирной стержневой системы с большими перемещениями узлов / Н. А. Тарануха, К. В. Жеребко, А. Н. Петрова, М. Р. Петров // Известия высших учебных заведений. Строительство. – 2003. – № 3. – С. 12-18.
2. Галишникова, В. В. Расчёт шарнирно-стержневых систем с большими перемещениями узлов / В. В. Галишникова, В. А. Игнатьев // Интернет-вестник ВолгГАСУ. Строительная информатика. – 2006 – Вып. 1(2). – 4 с.
3. Marc® 2010 User's Guide // MSC Software Corporation, 2005. – 98 с.



4. Experimental Elastomer Analysis //MSC.Software Corporation, 2005. – 31 с.
5. Расчёт стержневых систем: учеб. пособие / К. В. Жеребко, А. Н. Петрова, М. Р. Петров, А. Ю. Опарин.– Комсомольск-на-Амуре: ГОУ ВПО «КНАГТУ», 2002. – 106 с.
6. Петров, М. Р. Применение аналитических методов теории электрических цепей к расчёту шарнирно-стержневых систем / М. Р. Петров, А. Н. Петрова // Известия высших учебных заведений. Строительство и реконструкция. – 2012. – № 5. – С. 23-28.

Галимзянова К. Н., Ковтанюк Л. В., Панченко Г. Л.
K. N. Galimzyanova, L.V. Kovtanyuk, G. L. Panchenko

**О РАЗЛИЧИЯХ В УЧЁТЕ ВЯЗКОСТИ ПРИ РАСЧЁТАХ БОЛЬШИХ
УПРУГОВЯЗКОПЛАСТИЧЕСКИХ ДЕФОРМАЦИЙ В ПОЛОМ ШАРЕ**

**THE DIFFERENCES IN VISCOSITY ACCOUNTING WHEN CALCULATING LARGE
VISCO-ELASTIC PLASTIC DEFORMATIONS IN HOLLOW SPHERE**

Галимзянова Ксения Наилевна – аспирант Института автоматизации и процессов управления Дальневосточного отделения Российской академии наук (Россия, Владивосток). E-mail: gal-ksyusha@ya.ru.

Ms. Kseniya N. Galimzyanova – a Postgraduate Student, Institute of Automation and Control Processes, Far-Eastern Branch of Russian Academy of Sciences (Russia, Vladivostok). E-mail: gal-ksyusha@ya.ru.

Ковтанюк Лариса Валентиновна – доктор физико-математических наук, заведующая лабораторией механики необратимого деформирования Института автоматизации и процессов управления Дальневосточного отделения Российской академии наук (Россия, Владивосток). E-mail: lk@iacp.dvo.ru.

Ms. Larisa V. Kovtanyuk – Dr. in Physics and Mathematics, Head of the Laboratory of Irreversible Deformation Mechanics, Institute of Automation and Control Processes, Far-Eastern Branch of Russian Academy of Sciences (Russia, Vladivostok). E-mail: lk@iacp.dvo.ru.

Панченко Галина Леонидовна – кандидат физико-математических наук, старший научный сотрудник Института машиноведения и металлургии Дальневосточного отделения Российской академии наук (Россия, Комсомольск-на-Амуре), доцент кафедры математики и моделирования Владивостокского государственного университета экономики и сервиса (Россия, Владивосток). E-mail: panchenko.21@yandex.ru.

Ms. Galina L. Panchenko – PhD in Physics and Mathematics, Senior Researcher, Institute of Machinery and Metallurgy, Far-Eastern Branch of Russian Academy of Sciences (Russia, Komsomolsk-on-Amur), Associate Professor, Department of Mathematics and Modeling, Vladivostok State University of Economics and Service (Russia, Vladivostok). E-mail: panchenko.21@yandex.ru.

Аннотация. В работе приводится решение краевой задачи теории малых деформаций о деформировании сферического слоя под действием равномерного изменяющегося со временем давления. Материал слоя обладает упругими, реологическими и пластическими свойствами. Реологические эффекты учитываются как на стадии деформирования, предвещающей пластическое течение, так и при пластическом течении. Рассчитаны обратимые и необратимые деформации, напряжения и перемещения. Установлена закономерность продвижения упругопластической границы в слое.

Summary. The article gives a solution to the boundary-value problem of the theory of small deformations about the deformation of a spherical layer under the action of a uniform pressure that varies with time. The material of the layer has elastic, rheological and plastic properties. Rheological effects are taken into account both at the stage of deformation, which precedes the plastic flow, and during plastic flow. Reversible and irreversible deformations, stresses and displacements are calculated. The regularity of the elastoplastic boundary in the layer is established.

Ключевые слова: упругость, ползучесть, вязкость, пластичность.

Key words: elasticity, creep, viscosity, plasticity.

УДК 539.37

Работа выполнена при частичной финансовой поддержке гранта РФФИ (18-01-00038, 16-31-60017 мол_а_дж).

Введение

В технологической практике для обработки некоторых конструкционных материалов применяется метод холодной формовки в условиях ползучести [5]. Необходимо знать, как поведёт себя материал в процессе обработки. Поэтому важно иметь решения ряда задач о пластическом и вязкопластическом течениях в материале с приобретёнными необратимыми деформациями ползучести. В работе [4] получено решение краевой задачи о ползучести с последующим пластическим течением в сферическом упругопластическом слое. Здесь рассмотрим подобную задачу для упруговязкопластического материала.

Основные модельные соотношения

Решение задачи будем искать в рамках математической модели малых деформаций, в которой компоненты тензора полных деформаций d_{ij} определяются в виде суммы обратимой e_{ij} и необратимой p_{ij} составляющих:

$$d_{ij} = e_{ij} + p_{ij} = \frac{1}{2}(u_{i,j} + u_{j,i}), \quad u_{i,j} = \frac{\partial u_i}{\partial x_j}. \quad (1)$$

В соотношениях (1) u_i – компоненты вектора перемещений; x_j – пространственные координаты точки деформируемой среды.

Зависимость напряжений от обратимых деформаций выражается законом Гука:

$$\sigma_{ij} = \lambda e_{kk} \delta_{ij} + 2\mu e_{ij}, \quad (2)$$

где λ, μ – параметры Ламе.

Для описания поведения материала в условиях накопления им сначала деформаций ползучести, а затем пластических деформаций воспользуемся моделью [1; 2]. Считаем, что необратимые деформации накапливаются в материале непосредственно с начала процесса деформирования.

Диссипативный механизм деформирования свяжем только с вязкими и пластическими свойствами материала. В областях, где напряжённое состояние ещё не достигло поверхности текучести, диссипативный механизм деформирования зададим в форме закона ползучести Нортона [6]:

$$V(\sigma_{ij}) = B \Sigma^n (\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3), \quad \Sigma = \sqrt{\frac{3}{2} \left((\sigma_1 - \sigma)^2 + (\sigma_2 - \sigma)^2 + (\sigma_3 - \sigma)^2 \right)^{1/2}}, \quad (3)$$

$$\sigma = \frac{1}{3} \sigma_{ii} = \frac{1}{3} (\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3), \quad \gamma_{ij} = \varepsilon_{ij}^v = \frac{\partial V}{\partial \sigma_{ij}},$$

где B, n – заданные параметры ползучести материала; $\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$ – главные значения тензора напряжений; ε_{ij}^v – скорости деформаций ползучести.

Когда напряжённое состояние достигает поверхности текучести, диссипативный механизм меняется: начинается вязкопластическое течение. В качестве поверхности текучести будем использовать условие пластичности Мизеса, обобщённое на случай учёта вязкости [1; 2]:

$$f(\sigma_{ij}) = (s_{ij} - \eta \alpha'_{ij})(s_{ji} - \eta \alpha'_{ji}) - \frac{8}{3} k^2, \quad s_{ij} = \sigma_{ij} - \sigma \delta_{ij}, \quad (4)$$

$$\alpha'_{ij} = \alpha_{ij} - \frac{1}{3} \alpha_{kk} \delta_{ij}, \quad \alpha_{ij} = \varepsilon_{ij}^p - \varepsilon_{ij}^{v0}, \quad \gamma_{ij} = \alpha_{ij} = \xi \frac{\partial f}{\partial \sigma_{ij}}, \quad \xi > 0,$$

где η – коэффициент вязкости материала; k – предел текучести; ε_{ij}^p – тензор скоростей пластических деформаций; $\varepsilon_{ij}^{v_0}$ – значение скорости деформаций ползучести в точке в момент достижения напряжённым состоянием поверхности текучести в этой точке.

Постановка и решение вязкоупругой задачи

Рассмотрим материал, расположенный между двумя сферическими поверхностями с общим центром и радиусами $r = r_0$ и $r = R$ ($r_0 < R$). Граничные условия выберем следующие:

$$\sigma_{rr} |_{r=R} = -p(t), \quad \sigma_{rr} |_{r=r_0} = 0. \quad (5)$$

В условиях (5) $p(t)$ – возрастающая со временем функция; σ_{rr} – радиальная компонента тензора напряжений в сферической системе координат r, θ, φ .

Согласно соотношениям (1) в рассматриваемом случае для ненулевых компонент тензора деформаций получим следующие выражения:

$$d_{rr} = e_{rr} + p_{rr} = \frac{\partial u}{\partial r}, \quad d_{\theta\theta} = d_{\varphi\varphi} = e_{\varphi\varphi} + p_{\varphi\varphi} = \frac{u}{r}, \quad (6)$$

где $u = u_r$ – единственная отличная от нуля компонента вектора перемещений.

Используя закон Гука (2), найдём не равные нулю компоненты тензора напряжений:

$$\sigma_{rr} = (\lambda + 2\mu)e_{rr} + 2\lambda e_{\varphi\varphi}, \quad \sigma_{\theta\theta} = \sigma_{\varphi\varphi} = \lambda e_{rr} + 2(\lambda + \mu)e_{\varphi\varphi}. \quad (7)$$

Следуя квазистатическому подходу, запишем уравнение равновесия для рассматриваемого случая:

$$\frac{\partial \sigma_{rr}}{\partial r} + 2 \frac{\sigma_{rr} - \sigma_{\varphi\varphi}}{r} = 0. \quad (8)$$

В сферической системе координат соотношение (3) примет следующий вид:

$$V(\sigma_{ij}) = 2^{-n/2} B \left((\sigma_{rr} - \sigma_{\varphi\varphi})^2 + (\sigma_{rr} - \sigma_{\theta\theta})^2 + (\sigma_{\varphi\varphi} - \sigma_{\theta\theta})^2 \right)^{n/2}. \quad (9)$$

Учитывая сферическую симметрию $\sigma_{\varphi\varphi} = \sigma_{\theta\theta}$, из (3) и (9) имеем

$$\begin{aligned} \varepsilon_{rr}^v &= \frac{\partial p_{rr}}{\partial t} = -2\varepsilon_{\varphi\varphi}^v = -2 \frac{\partial p_{\varphi\varphi}}{\partial t} = Bn(\sigma_{rr} - \sigma_{\varphi\varphi})^{n-1}, \\ \varepsilon_{rr}^v + 2\varepsilon_{\varphi\varphi}^v &= 0, \quad p_{rr} + 2p_{\varphi\varphi} = 0. \end{aligned} \quad (10)$$

Из зависимостей (6) и последнего равенства (10) получим систему уравнений:

$$\frac{\partial u}{\partial r} - \frac{u}{r} = e_{rr} - e_{\varphi\varphi} + \frac{3}{2} p_{rr}, \quad \frac{\partial u}{\partial r} + 2 \frac{u}{r} = e_{rr} + 2e_{\varphi\varphi}. \quad (11)$$

Выразим из соотношений (7) компоненты обратимых деформаций:

$$e_{rr} = \frac{(\lambda + \mu)\sigma_{rr} - \lambda\sigma_{\varphi\varphi}}{\mu(3\lambda + 2\mu)}, \quad e_{\varphi\varphi} = \frac{(\lambda + 2\mu)\sigma_{\varphi\varphi} - \lambda\sigma_{rr}}{2\mu(3\lambda + 2\mu)}. \quad (12)$$

Подставив зависимости (12) в систему (11) и проинтегрировав её, получим

$$u = -\frac{r\sigma_{rr}}{4\mu} + \frac{3r}{2} \int \frac{p_{rr}}{r} dr, \quad u = \frac{1}{r^2(3\lambda + 2\mu)} \int r^2(\sigma_{rr} + 2\sigma_{\varphi\varphi}) dr. \quad (13)$$

Вычислив неопределённый интеграл во втором равенстве (13) с использованием (8), окончательно получим

$$u = -\frac{r\sigma_{rr}}{4\mu} + \frac{3r}{2} \int \frac{p_{rr}}{r} dr, \quad u = \frac{r\sigma_{rr}}{3\lambda + 2\mu} + \frac{c(t)}{r^2(3\lambda + 2\mu)}, \quad (14)$$

$$p_{rr} = -\frac{\lambda + 2\mu}{\mu(3\lambda + 2\mu)} (\sigma_{rr} - \sigma_{\varphi\varphi}) - \frac{2c(t)}{r^3(3\lambda + 2\mu)}.$$

Из закона ползучести (10) и третьего соотношения (14) следует интегро-дифференциальное уравнение для компоненты необратимых деформаций $p_{rr}(r, t) = -2p_{\varphi\varphi}$:

$$\frac{\partial p_{rr}}{\partial t} = Bn \left(-\frac{\mu}{\lambda + 2\mu} \left((3\lambda + 2\mu) p_{rr} + \frac{2c(t)}{r^3} \right) \right)^{n-1}. \quad (15)$$

А из зависимостей (14) и граничных условий (5) найдём выражения для напряжений и неизвестной функции интегрирования $c(t)$:

$$\sigma_{rr} = \frac{2\mu(3\lambda + 2\mu)}{\lambda + 2\mu} \int_{r_0}^r \frac{p_{rr}}{r} dr + \frac{4\mu c(t)}{3(\lambda + 2\mu)} \left(\frac{1}{r_0^3} - \frac{1}{r^3} \right),$$

$$\sigma_{\varphi\varphi} = \sigma_{rr} + \frac{\mu}{\lambda + 2\mu} \left((3\lambda + 2\mu) p_{rr} + \frac{2c(t)}{r^3} \right), \quad (16)$$

$$c(t) = -\frac{3r_0^3 R^3}{2(R^3 - r_0^3)} \left(\frac{\lambda + 2\mu}{2\mu} p(t) + (3\lambda + 2\mu) \int_{r_0}^R \frac{p_{rr}}{r} dr \right).$$

Уравнение (15) с функцией $c(t)$ из (16) и начальным условием $p_{rr}(r, 0) = 0$ решается конечно-разностным методом с использованием составной формулы трапеций [3] для приближённого вычисления определённого интеграла, входящего в выражение для $c(t)$.

По вычисленным значениям компоненты необратимых деформаций p_{rr} и функции $c(t)$ найдём напряжения из соотношений (16).

Зная теперь значения напряжений, из (12) найдём компоненты упругих деформаций. Из второй зависимости (6) получим компоненту перемещений:

$$u = r(e_{\varphi\varphi} + p_{\varphi\varphi}). \quad (17)$$

Полученное решение при возрастающем давлении $p(t)$ справедливо до момента времени $t = t_0$, начиная с которого от внутренней границы $r = r_0$ сферического слоя развивается область вязкопластического течения.

Условие его возникновения (4) в рассматриваемом случае примет следующий вид:

$$(\sigma_{rr} - \sigma_{\varphi\varphi})_{r=r_0, t=t_0} = 2k.$$

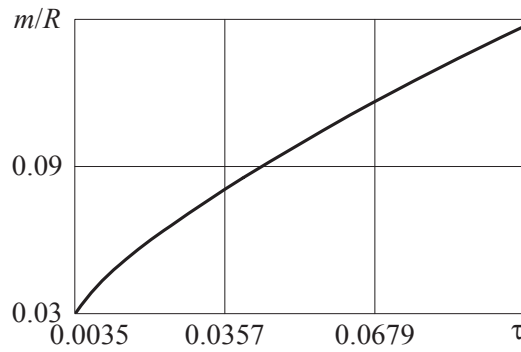


Рис. 1. График зависимости упругопластической границы от времени

Распределение необратимых p_{rr} и $p_{\varphi\varphi}$ и обратимых e_{rr} и $e_{\varphi\varphi}$ деформаций по слою в момент времени $\tau_1 = 0.1$ показано на рис. 2.

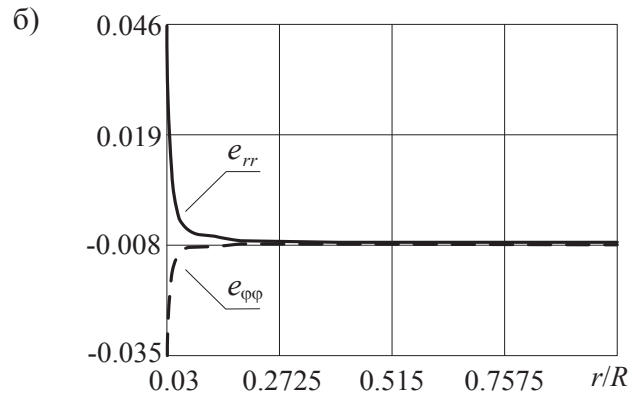
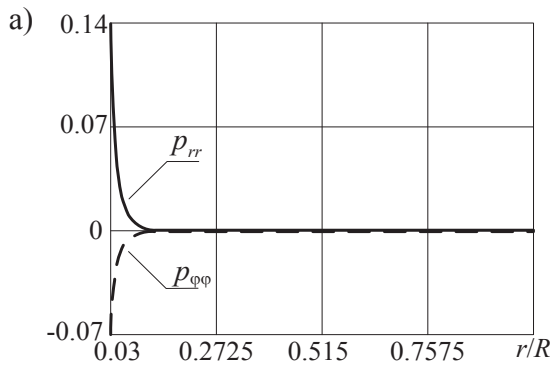


Рис. 2. Распределение деформаций по слою:
а – необратимых; б – обратимых

Рис. 3 иллюстрирует распределение напряжений σ_{rr}/μ и $\sigma_{\varphi\varphi}/\mu$ в момент времени τ_1 и перемещений в моменты времени $\tau_0 = 0.0035$ и τ_1 .

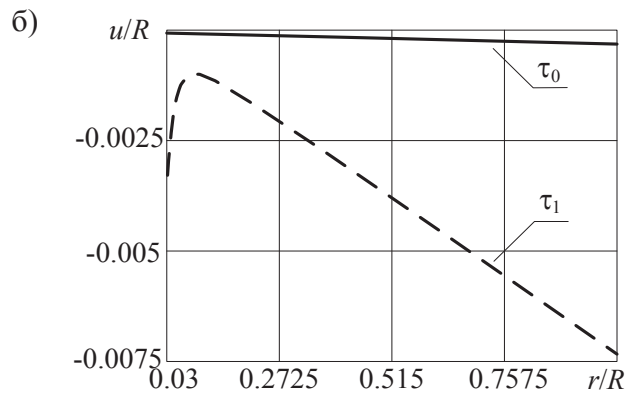
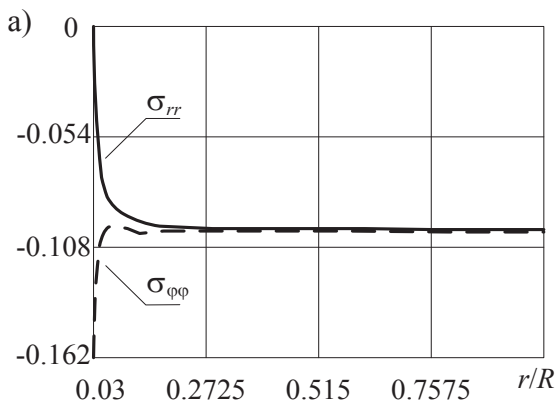


Рис. 3. Графики зависимости от радиуса:
а – напряжений; б – перемещений

Заключение

В данной работе получено решение краевой задачи о вязкопластическом течении материала сферического слоя с предварительно накопленными необратимыми деформациями ползучести.

Получена зависимость упругопластической границы от времени, найдены распределения обратимых и необратимых деформаций, напряжений и перемещений по слою в разные моменты времени.

ЛИТЕРАТУРА

1. Бегун, А. С. Большие необратимые деформации в условиях изменяющихся механизмов их производства и проблема задания пластических потенциалов / А. С. Бегун, А. А. Буренин, Л. В. Ковтанюк // Доклады Академии наук. – 2016. – Т. 470. – № 3. – С. 275-278.
2. Бегун, А. С. Смена механизмов накопления необратимых деформаций материалов на примере их вискозиметрического деформирования / А. С. Бегун, Л. В. Ковтанюк, А. О. Лемза // Известия Российской Академии наук. Механика твёрдого тела. – 2018. – № 1. – С. 103 – 112.
3. Вержбицкий, В. М. Численные методы (математический анализ и обыкновенные дифференциальные уравнения): учеб. пособие для вузов / В. М. Вержбицкий. – М.: Высш. шк., 2001. – 382 с.
4. Галимзянова, К. Н. Ползучесть и пластическое течение материала упругопластического сферического слоя в условиях всестороннего гидростатического сжатия / К. Н. Галимзянова, Л. В. Ковтанюк, Г. Л. Панченко // Вестник Чувашского государственного педагогического университета им. И. Я. Яковлева. Механика предельного состояния. – 2017. – № 2(32). – С. 37-44.
5. Олейников, А. И. Интегрированное проектирование процессов изготовления монолитных панелей / А. И. Олейников, А. И. Пекарш. – М.: Эком, 2009. – 109 с.
6. Norton, F. H. The creep steel of high temperature / F. H. Norton. – Y.: Mc Graw Hill, 1929. – 110 p.



Сысоев О. Е., Добрышкин А. Ю., Нейн Сит Наинг, Кахоров К. К.
O. Ye. Sysoyev, A. Y. Dobryshkin, Nyein Sit Naing, K. Q. Qahorov

**ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНЫЕ ИССЛЕДОВАНИЯ ВЛИЯНИЯ МЕСТ ПРИСОЕДИНЕНИЯ
МАЛОЙ МАССЫ НА КОЛЕБАНИЯ ТОНКОСТЕННОЙ РАЗОМКНУТОЙ
ЦИЛИНДРИЧЕСКОЙ ОБОЛОЧКИ**

**EXPERIMENTAL ANALYSIS OF THE IMPACT OF LOW-MASS CONNECTION
ON OSCILLATIONS OF A THIN-CONTAINED RELATED CYLINDRICAL SHELL**

Сысоев Олег Евгеньевич – доктор технических наук, доцент, декан факультета кадастра и строительства Комсомольского-на-Амуре государственного университета (Россия, Комсомольск-на-Амуре). E-mail: Sysoev.OE@email.knastu.ru.

Mr. Oleg Ye. Sysoyev – doctor of technical Sciences, associate Professor, Dean of the faculty of cadastre and construction of Komsomolsk-on-Amur State University (Russia, Komsomolsk-on-Amur). E-mail: Sysoev.OE@email.knastu.ru.

Добрышкин Артём Юрьевич – старший преподаватель кафедры строительства и архитектуры Комсомольского-на-Амуре государственного университета (Россия, Комсомольск-на-Амуре). E-mail: dobryshkin.ay@email.knastu.ru.

Mr. Artyom Yu. Dobryshkin – senior lecturer of the Department of construction and architecture of Komsomolsk-on-Amur State University (Russia, Komsomolsk-on-Amur). E-mail: dobryshkin.ay@email.knastu.ru.

Нейн Сит Наинг – аспирант кафедры механики и анализа конструкций и процессов Комсомольского-на-Амуре государственного университета (Россия, Комсомольск-на-Амуре).

Mr. Nyein Sit Naing – a post-graduate student of the Department of mechanics and analysis of structures and processes of Komsomolsk-on-Amur State University (Russia, Komsomolsk-on-Amur).

Кахоров Комилджон Кахорович – аспирант кафедры технологии машиностроения Комсомольского-на-Амуре государственного университета (Россия, Комсомольск-на-Амуре).

Mr. Komiljon Q Qahorov – a post-graduate student of the Department of mechanical engineering of Komsomolsk-on-Amur State University (Russia, Komsomolsk-on-Amur).

Аннотация. Конструкции и сооружения из тонкостенных цилиндрических оболочек обладают высокой экономической эффективностью и широко используются в различных отраслях промышленного производства. Эксплуатация подобных сооружений связана с колебаниями и резонансами от воздействия снеговых и ветровых нагрузок, а также с системами присоединённых масс. Колебательные процессы таких конструкций изучены не в полном объёме. В лаборатории строительных конструкций Комсомольского-на-Амуре государственного университета был изготовлен испытательный стенд для испытания разомкнутых тонкостенных цилиндрических оболочек, шарнирно-опертых по краям, несущих присоединённую массу либо систему присоединённых масс; проведены эксперименты на натурной модели уменьшенного масштаба. Присоединённая масса представлена датчиком, закреплённым на теле оболочки, несущей присоединённую массу. Система присоединённых масс представляет собой металлические цилиндры, расположенные в определённой последовательности на теле оболочки. Получены экспериментальные данные частотного спектра при колебаниях разомкнутой тонкостенной цилиндрической оболочки с системой присоединённых масс.

Summary. Carcass and structures made of thin-walled cylindrical shells have high economic efficiency and are widely used in various branches of industrial production. The operation of such structures is associated with fluctuations and resonances from the impact of snow and wind loads, as well as with systems of attached masses. The oscillatory processes of such structures have not been studied in full. In the laboratory of the structural steel of Komsomolsk-on-Amur State University, a test bench was constructed to test open thin-walled cylindrical shells hinged at the edges, carrying an attached mass or a system of attached masses, and experiments were carried out on the model's nature in a reduced scale. A sensor fixed to the body of the shell carrying the attached mass represents the attached mass. The attached mass system represents metal cylinders arranged in a certain sequence on the shell

body. Experimental data of the frequency spectrum are obtained for oscillations of an open thin-walled cylindrical shell with a system of attached masses.

Ключевые слова: разомкнутая тонкостенная цилиндрическая оболочка, система приложенных масс, частота колебаний.

Key words: open thin-walled cylindrical shell, system of attached masses, frequency of oscillations.

УДК 624.074.434

Введение

Использование эффективных строительных конструкций – это постоянное требование промышленного производства. Уменьшить стоимость зданий и сооружений возможно за счёт совершенствования методов расчёта и оптимизации запасов прочности строительных конструкций. Одной из таких задач является обеспечение прочности и устойчивости от воздействия вынужденных колебаний на здания оболочечного типа. Колебания разомкнутых оболочек, несущих две и более присоединённые массы, – одна из значимых и до сих пор полностью не решённых задач в этой области механики. При разработке новых математических моделей работы конструкций появляется возможность быстро выполнить более точный расчёт влияния колебаний на прочность и устойчивость элементов и конструкций. При этом необходимо учитывать целую систему различных факторов, таких как вес, геометрические характеристики (длина, ширина, высота, положение в пространстве), параметры крепления, характеристики материала, количество присоединённых масс, координаты мест креплений присоединённых масс. В итоге нужно решить систему с шестью и более дифференциальными уравнениями.

Влияние всех вышеперечисленных характеристик на колебания разомкнутой оболочки очевидно. Например, вес присоединённой массы существенно влияет на колебания оболочки [1–3]. На сегодня исследовано расщепление изгибного частотного спектра при колебаниях малой присоединённой массы, но остаётся неисследованным влияние системы масс. Геометрические характеристики присоединённой массы также существенно влияют на колебания оболочки, несущей систему присоединённых масс. Поворот данного элемента к базовой конструкции относительно любой оси на угол в 90° окажет существенное влияние на численные характеристики колебаний базовой конструкции. И это необходимо учитывать при расчёте колебаний.

Экспериментальные исследования

Для исследования влияния системы присоединённых малых масс на колебания в лаборатории строительных конструкций Комсомольского-на-Амуре государственного университета проведён специальный эксперимент. Опытный образец, находящийся на специальном стенде (см. рис.1) и снабжённый присоединённой массой, подвергался дополнительной системой присоединённых масс различного характера при наличии собственных колебаний.

Данная работа отражает исследования собственных колебаний тонкой прямоугольной изогнутой пластины в плане, шарнирно опёртой с двух сторон. Получены уравнения собственных колебаний разомкнутых оболочек согласно общепринятой теории колебаний оболочек, а также экспериментальные данные, отражающие зависимость влияния присоединённой массы и системы присоединённых масс на собственные частоты колебаний оболочки. Колебания с умеренными амплитудами собственных колебаний были разложены согласно уравнениям [4; 5]. Дискретная нелинейная модель колебаний разомкнутой оболочки, опёртой по краям, получена при проведении исследований с применением метода многих масштабов.

Образец представляет собой тонкую изогнутую пластину, прямоугольную в плане из оцинкованной стали. Состав пластины приведён в табл. 1. Геометрические характеристики объекта: $L = 890$ мм, $H = 75$ мм, $h = 0,4$ мм, $D = 380$ мм. Образец изображён на рис. 1 и 4. Он изготовлен из стали марки СтЗПК. Модель оболочки закрепляется на стальном стенде. Данный стенд имеет форму столика, изготовленного из равнополочных уголков $L 45 \times 3$, применена сталь СтЗсп [6]. Шарнирное опирание реализовано с помощью стеклянных пластин размеров 30×30 мм, толщиной 4 мм,

уложенных в форме уголка. Граничные условия максимально приближены к реальным. Присоединённую массу представляет акселерометр BC 110, расположенный на образце согласно рис. 1.

На рис. 2 изображён акселерометр BC 110, который измеряет частоту колебаний с максимальной точностью. Акселерометр BC 110 и вихретоковый пробник ZET 701 передают показания на усилитель сигнала, который, усиливая сигнал, передаёт далее по цепи на аналогово-цифровой преобразователь, передающий сигнал далее на персональный компьютер.

С помощью программного обеспечения Z-lab рассчитываются зависимости параметров колебаний. Программное обеспечение Z-lab позволяет отображать и записывать колебания в режиме реального времени [7; 8].

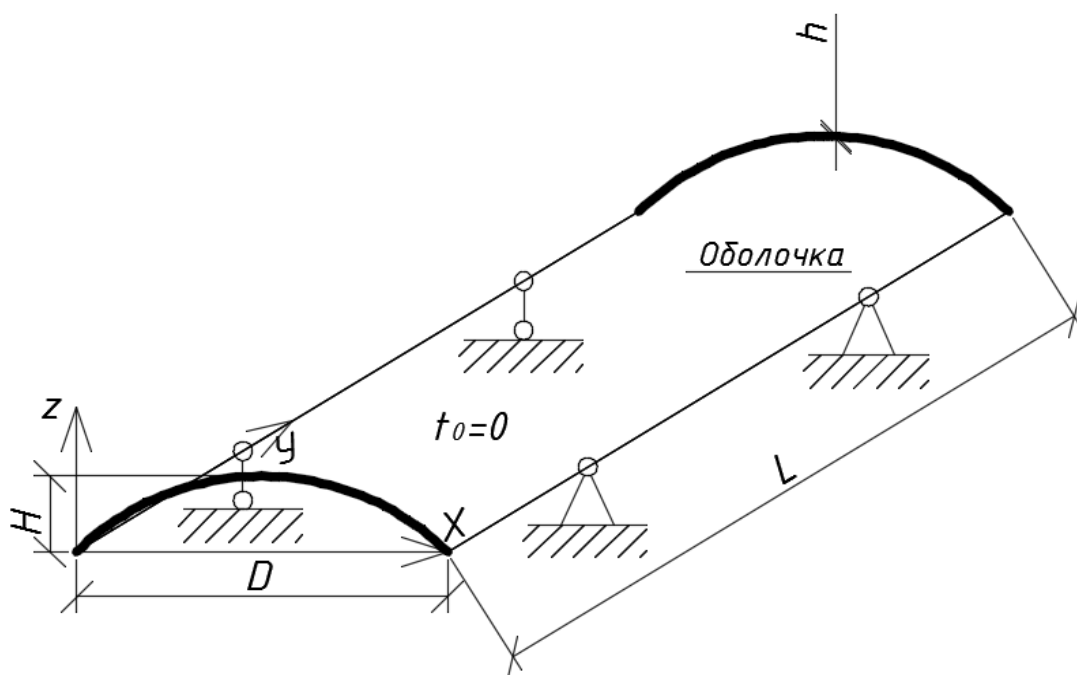


Рис. 1. Схема проведения эксперимента



Рис. 2. Типовой акселерометр BC 110

Эксперимент направлен на изучение собственных колебаний пластины в «покое» и выявление зависимостей вынужденных и собственных колебаний от влияния присоединённой массы или системы масс. Вынужденные колебания, переходя в собственные колебания, задавались с помощью удара испытательным молотком AU03.

Наличие двух датчиков позволяет сравнивать результаты колебаний от датчиков, позволяя сводить к минимуму погрешность. Данный датчик является проверяющим, служит для проверки и отбраковки ошибочных данных показаний акселерометра BC 110.

В процессе экспериментальных исследований проведено 5 экспериментальных периодов. Каждый период состоял из четырёх экспериментов, идентичных друг другу, различия между которыми были несущественными. Характеристики проведённых экспериментов приведены в табл. 1. Блок-схема экспериментальной установки для проведения эксперимента представлена на рис. 3.

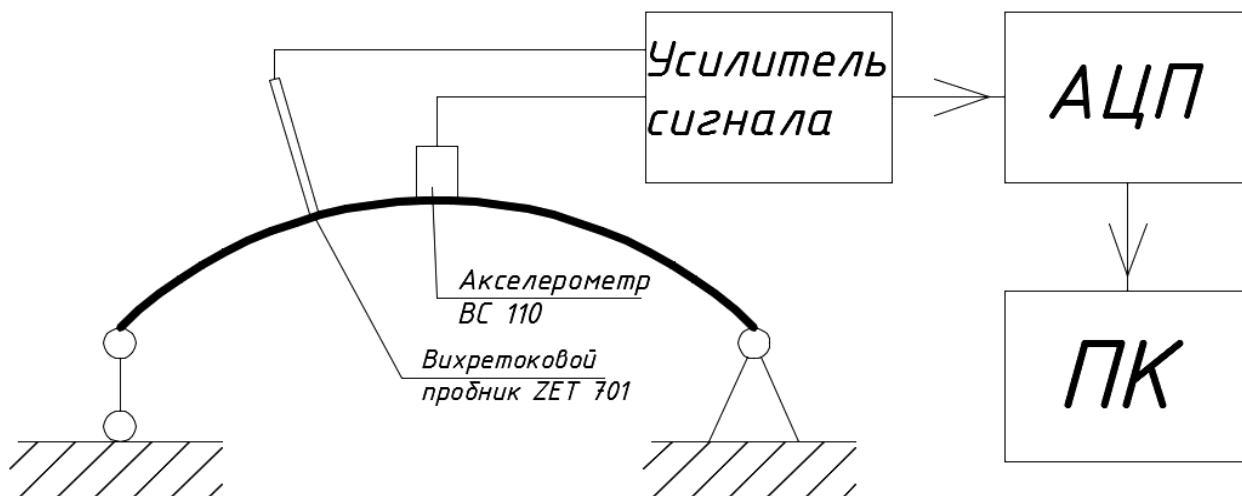


Рис. 3. Блок-схема экспериментальной установки

Таблица 1

Характеристики экспериментов

Номер эксперимента	Количество присоединённых масс	Масса присоединённой массы	Координаты присоединённой массы			Геометрия присоединённой массы
			x	y	z	
1	1	134,6	190	150	75	Цилиндр стальной, диаметр 20 мм, высота 55 мм
2	1	90,2	190	400	75	Цилиндр стальной, диаметр 20 мм, высота 37 мм
3	1	14,8	190	200	75	Цилиндр стальной, диаметр 20 мм, высота 6 мм
	1	14,8	190	400	75	Цилиндр стальной, диаметр 20 мм, высота 6 мм
	1	14,8	190	600	75	Цилиндр стальной, диаметр 20 мм, высота 6 мм
4	1	14,8	285	200	75	Цилиндр стальной, диаметр 20 мм, высота 6 мм
	1	14,8	285	400	75	Цилиндр стальной, диаметр 20 мм, высота 6 мм
	1	14,8	285	600	75	Цилиндр стальной, диаметр 20 мм, высота 6 мм
5	0	Отсутствуют				

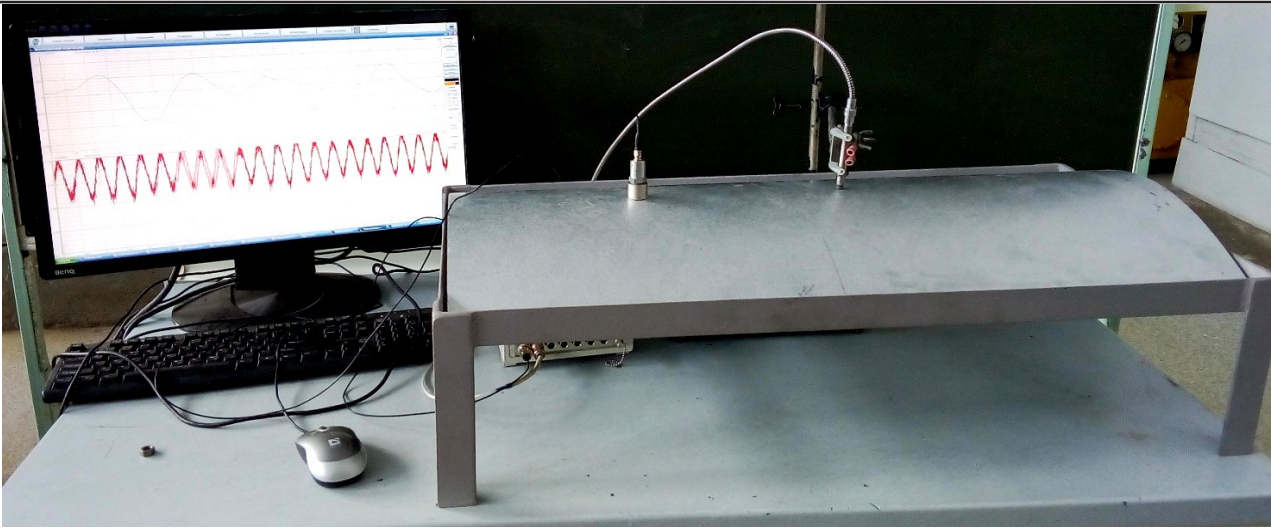


Рис. 4. Экспериментальная установка

Результаты проведённых экспериментов можно увидеть на диаграммах (см. рис. 5–9).

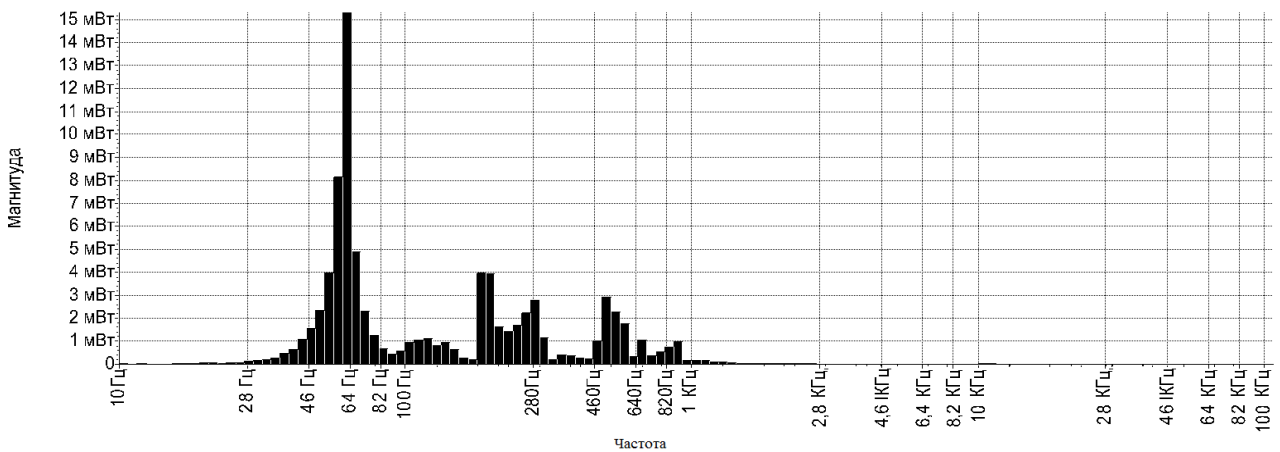


Рис. 5. Зависимость частоты и амплитуды колебаний разомкнутой оболочки от присоединённой массы в эксперименте № 1

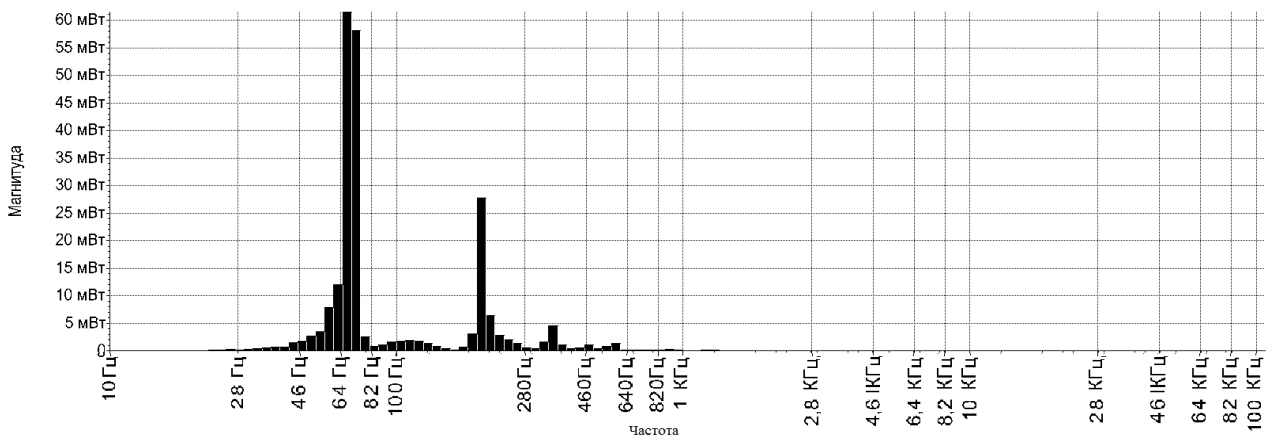


Рис. 6. Зависимость частоты и амплитуды колебаний разомкнутой оболочки от присоединённой массы в эксперименте № 2

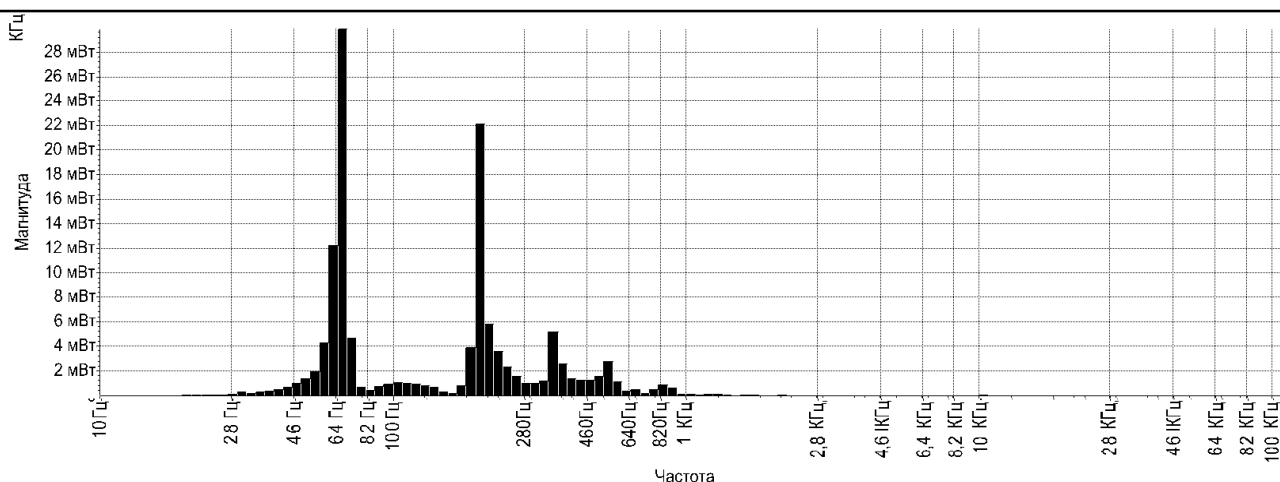


Рис. 7. Зависимость частоты и амплитуды колебаний разомкнутой оболочки от присоединённой массы в эксперименте № 3

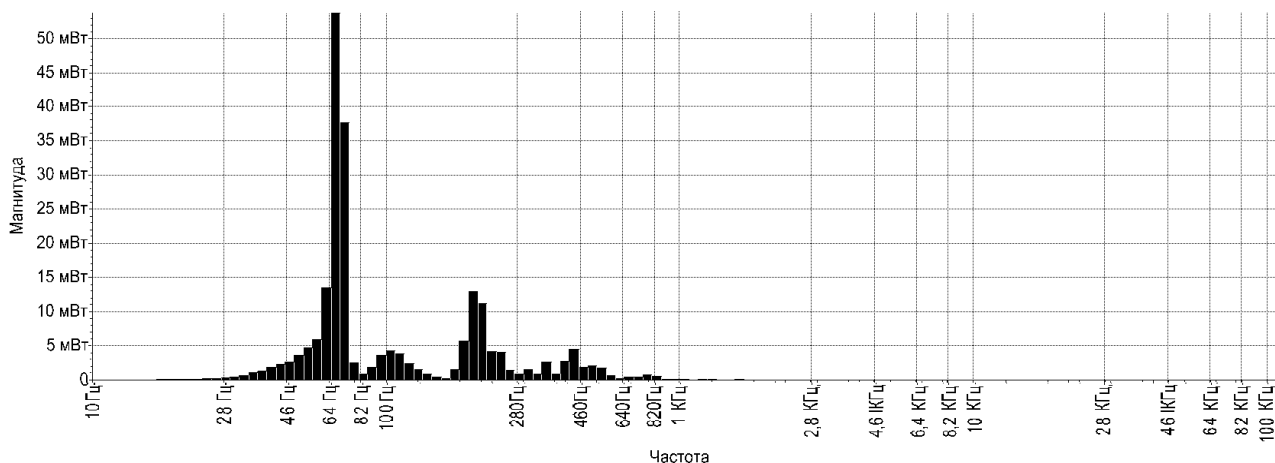


Рис. 8. Зависимость частоты и амплитуды колебаний разомкнутой оболочки от присоединённой массы в эксперименте № 4

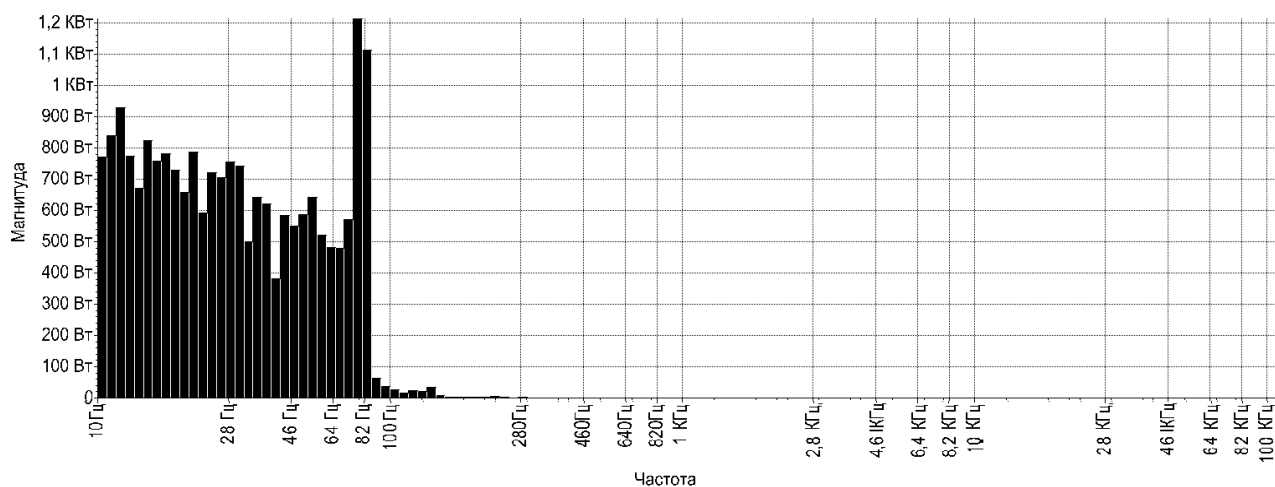


Рис. 9. Зависимость частоты и амплитуды колебаний разомкнутой оболочки от присоединённой массы в эксперименте № 5

Теоретические исследования

Рассмотрим случай, в котором на поверхности мембраны располагаются две сосредоточенные массы: M_2 в точке с координатами x_2, y_2 ; M_3 в точке с координатами x_3, y_3 . Сосредоточенная возмущающая нагрузка, которая вызывает нестационарные колебания всей системы, во времени действует по закону синуса и приложена в точке с координатами x_1, y_1 . Решение задачи о вынужденных колебаниях разомкнутой изогнутой оболочки, несущей на себе две сосредоточенные массы, в случае воздействия на неё сосредоточенной силы при учёте нулевых начальных условий будет выглядеть следующим образом:

$$u(x, y, t) = \sum_{k=1}^{\infty} \sum_{n=1}^{\infty} \left(\frac{C_{1k,n}}{\lambda_{k,n}} \int_0^t G(t) \times \sin(\lambda_{k,n}(t-\tau)) d\tau + \frac{C_{2k,n}}{\lambda_{k,n}} \int_0^t R_2(\tau) \times \right. \\ \left. \times \sin(\lambda_{k,n}(t-\tau)) d\tau + \frac{C_{3k,n}}{\lambda_{k,n}} \int_0^t R_3(\tau) \times \sin(\lambda_{k,n}(t-\tau)) d\tau \right) \sin \frac{k\pi x}{l} * \sin \frac{n\pi y}{m}. \quad (1)$$

Запишем систему интегральных уравнений для определения возникающих контактных сил. При составлении этой системы используются такие же физические предположения, как и при рассмотрении случая присоединения одной сосредоточенной массы. Система интегральных уравнений такова:

$$\int_0^t R_2(\tau) \left(\frac{t-\tau}{M_2} + \sum_{k=1}^{\infty} \sum_{n=1}^{\infty} \sin \frac{k\pi x_2}{l} \times \sin \frac{n\pi y_2}{m} \times \frac{C_{2k,n} \sin(\lambda_{k,n}(t-\tau))}{\lambda_{k,n}} \right) dt + \\ + \sum_{k=1}^{\infty} \sum_{n=1}^{\infty} \left(\sin \frac{k\pi x_2}{l} \times \sin \frac{n\pi y_2}{m} \frac{C_{3k,n}}{\lambda_{k,n}} \int_0^t R_3(\tau) \sin(\lambda_{k,n}(t-\tau)) d\tau \right) = \\ = \sum_{k=1}^{\infty} \sum_{n=1}^{\infty} \sin \frac{k\pi x_2}{l} \times \sin \frac{n\pi y_2}{m} \frac{C_{1k,n}}{\lambda_{k,n}} \int_0^t G(t) \times \sin(\lambda_{k,n}(t-\tau)) d\tau, \quad (2)$$

$$\sum_{k=1}^{\infty} \sum_{n=1}^{\infty} \left(\sin \frac{k\pi x_3}{l} \times \sin \frac{n\pi y_3}{m} \frac{C_{2k,n}}{\lambda_{k,n}} \int_0^t R_2(\tau) \sin(\lambda_{k,n}(t-\tau)) d\tau \right) \int_0^t R_3(\tau) \left(\frac{t-\tau}{M_3} + \right. \\ \left. \sum_{k=1}^{\infty} \sum_{n=1}^{\infty} \frac{C_{3k,n}}{\lambda_{k,n}} \frac{\sin(\lambda_{k,n}(t-\tau))}{\lambda_{k,n}} \sin \frac{k\pi x_2}{l} \times \sin \frac{n\pi y_3}{m} \right) d\tau = - \sum_{k=1}^{\infty} \sum_{n=1}^{\infty} \sin \frac{k\pi x_3}{l} \times \sin \frac{n\pi y_3}{m} \times \\ \times \frac{C_{1k,n}}{\lambda_{k,n}} \int_0^t G(t) \times \sin(\lambda_{k,n}(t-\tau)) d\tau.$$

Уравнения Вольтерра, входящие в систему (2), как и в случае одной массы, будем решать численно, заменяя интегралы конечными суммами. Представляя систему уравнений (1) в матричном виде, получим

$$\begin{cases} R_2 * A_{11} + R_3 * A_{12} = f_1; \\ R_2 * A_{21} + R_3 * A_{22} = f_2, \end{cases} \quad (3)$$

где R_2 и R_3 – неизвестные векторы; $A_{11}, A_{12}, A_{21}, A_{22}$ – матрицы, соответствующие ядрам уравнений системы; f_1 и f_2 – столбцы свободных членов.

Решение системы уравнений будем искать с помощью метода Крамера:

$$R_2 = \frac{\begin{vmatrix} f_1 & A_{12} \\ f_2 & A_{22} \end{vmatrix}}{\begin{vmatrix} A_{11} & A_{12} \\ A_{21} & A_{22} \end{vmatrix}}; R_3 = \frac{\begin{vmatrix} A_{11} & f_1 \\ A_{21} & f_2 \end{vmatrix}}{\begin{vmatrix} A_{11} & A_{12} \\ A_{21} & A_{22} \end{vmatrix}}. \quad (4)$$

Для построения графика перемещений точки мембраны в случае присоединения двух масс примем дополнительные исходные данные: величина присоединённой массы M_2 , расположенной в точке с координатами $x_2 = 0,1$ м, $y_2=0,1$ м, равна 30 г; величина присоединённой массы M_3 , расположенной в точке с координатами $x_2 = 0,2$ м, $y_2=0,2$ м, равна 40 г.

На рис. 10 отражены теоретические колебания оболочки при присоединении двух малых масс. Расхождение с экспериментальными данными составляет не более 5 %.



Рис.10. График перемещения точек оболочки

Заключение

Оболочка без системы присоединённых масс показала минимальную амплитуду, большую частоту колебаний и минимальное время затухания колебательных всплесков. Без внешнего влияния оболочка колеблется от собственных колебаний. Оболочка с максимальной единичной присоединённой массой максимального веса показала максимальную амплитуду колебаний и наибольшее время затухания при переходе к собственным колебаниям оболочки. Присутствует расщепление частотного спектра при взаимодействии форм колебаний. Система присоединённых масс, расположенных по центру, внесла существенный хаос в колебания. Первый период колебаний был существенный, но затухал с периодичностью – то прекращая, то возобновляя колебания.

Полученная математическая модель (2) показала хорошие результаты, экспериментальные данные имели отклонения не более чем на 5 %. Отличия были выражены в местах максимальных отклонений положения оболочки от нулевой оси. В экспериментах оболочка, находясь при максимальном отклонении от оси, проявила двойное мини-колебание. Данное явление обусловлено модулем упругости материала оболочки. При максимальном отклонении сила упругости материала оболочки превышает все другие усилия.



За счёт изменения баланса сил оболочка возвращается в исходное положение и местная сила упругости гасится, передавая всю энергию системе сил сопротивления. Затем баланс сил повторно изменяется, возвращаясь к первоначальной системе сил, продолжая колебания. Вышеописанное явление происходит в доли секунды и пока математически не описано.

ЛИТЕРАТУРА

1. Серёгин, С. В. Свободные колебания тонкой круговой цилиндрической оболочки, ослабленной отверстием / С. В. Серёгин, О. Е. Сысоев // Живучесть и конструкционное материаловедение: тезисы докладов II Междунар. конф. – М., 2014. – С. 66.
2. Власов, В. З. Общая теория оболочек и её приложения в технике / В. З. Власов. – М.-Л.: Гостехиздат, 1949. – 784 с.
3. Кубенко, В. Д. Нелинейное взаимодействие форм изгибных колебаний цилиндрических оболочек / В. Д. Кубенко, П. С. Ковальчук, Т. С. Краснопольская. – Киев: Наукова думка, 1984. – 220 с.
4. Антуфьев, Б. А. Колебания неоднородных тонкостенных конструкций: моногр. / Б. А. Антуфьев. – М.: Изд-во МАИ, 2011. – 176 с.
5. Сысоев, О. Е. Современные испытательные стенды для бесконтактного исследования свободных колебаний замкнутых и разомкнутых цилиндрических оболочек / О. Е. Сысоев, А. Ю. Добрышкин, С. Н. Нейн, К. К. Кахоров // Учёные записки Комсомольского-на-Амуре государственного технического университета. Науки о природе и технике. – 2017. – № I-1(29). – С. 110-118.
6. Гемпел, К. А. Справочник по редким металлам. / К. А. Гемпел; пер. с англ. – М.: Мир, 1965. – 946 с.
7. Сысоев, О. Е. Влияние присоединённой массы и температурного сдвига на собственные колебания тонких пластин (мембран) / О. Е. Сысоев, А. Ю. Добрышкин, С. Н. Нейн // Учёные записки Комсомольского-на-Амуре государственного технического университета. Науки о природе и технике. – 2017. – № I-2(30). – С. 105-111.
8. Сысоев, О. Е. Влияние присоединённой массы на вынужденные колебания разомкнутых оболочек / О. Е. Сысоев, А. Ю. Добрышкин, С. Н. Нейн // Учёные записки Комсомольского-на-Амуре государственного технического университета. Науки о природе и технике. – 2016. – № I-3(27). – С. 110-116.

Абашкин Е. Е., Ткачева А. В., Щербатюк Г. А.

УСЛОВИЕ ПЛАСТИЧНОСТИ МАКСИМАЛЬНЫХ ПРИВЕДЁННЫХ КАСАТЕЛЬНЫХ НАПРЯЖЕНИЙ В КАЧЕСТВЕ СРЕДСТВА РАСЧЁТОВ ЭВОЛЮЦИИ ПЛОСКИХ НАПРЯЖЁННЫХ СОСТОЯНИЙ

Абашкин Е. Е., Ткачева А. В., Щербатюк Г. А.
Ye. Ye. Abashkin, A. V. Tkacheva, G. A. Shcherbatyuk

УСЛОВИЕ ПЛАСТИЧНОСТИ МАКСИМАЛЬНЫХ ПРИВЕДЁННЫХ КАСАТЕЛЬНЫХ НАПРЯЖЕНИЙ В КАЧЕСТВЕ СРЕДСТВА РАСЧЁТОВ ЭВОЛЮЦИИ ПЛОСКИХ НАПРЯЖЁННЫХ СОСТОЯНИЙ

CONDITION OF PLASTICITY OF MAXIMUM SPECIFIC CURRENT STRESSES AS A MEANS OF EVOLUTION CALCULATIONS OF PLANE STRESSED STATES

Абашкин Евгений Евгеньевич – младший научный сотрудник Федерального государственного бюджетного учреждения науки Института машиноведения и металлургии Дальневосточного отделения Российской академии наук (Россия, Комсомольск-на-Амуре); 681005, Хабаровский край, г. Комсомольск-на-Амуре, ул. Металлургов, 1. E-mail: abashkine@mail.ru.

Mr. Yevgeny Ye. Abashkin – Junior researcher, Institute of Machinery and Metallurgy, Far-Eastern Branch of Russian Academy of Sciences (Russia, Komsomolsk-on-Amur); 681005, Khabarovsk region, Komsomolsk-on-Amur, 1 Metallurgists str. E-mail: abashkine@mail.ru.

Ткачева Анастасия Валерьевна – кандидат физико-математических наук, научный сотрудник Федерального государственного бюджетного учреждения науки Института машиноведения и металлургии Дальневосточного отделения Российской академии наук (Россия, Комсомольск-на-Амуре); 681005, Хабаровский край, г. Комсомольск-на-Амуре, ул. Металлургов, 1. E-mail: 4nansi4@mail.ru.

Ms. Anastasiya V. Tkacheva – PhD in Physics and Mathematics, Researcher, Institute of Machinery and Metallurgy, Far-Eastern Branch of Russian Academy of Sciences (Russia, Komsomolsk-on-Amur); 681005, Khabarovsk region, Komsomolsk-on-Amur, 1 Metallurgists str. E-mail: 4nansi4@mail.ru.

Щербатюк Галина Анатольевна – старший преподаватель Комсомольского-на-Амуре государственного университета (Россия, Комсомольск-на-Амуре); 681013, Хабаровский край, г. Комсомольск-на-Амуре, пр. Ленина, 27. E-mail: vvv160278@mail.ru.

Mrs. Galina A. Shcherbatyuk – senior lecturer of Komsomolsk-on-Amur State University (Russia, Komsomolsk-on-Amur); 681013, Khabarovsk region, Komsomolsk-on-Amur, 27 Lenin str. E-mail: vvv160278@mail.ru.

Аннотация. На примере одномерной задачи о локальном прямолинейном симметричном нагреве бесконечной пластины с жёстко закреплёнными краями по ширине указан способ расчёта температурных напряжений. Обращается внимание на такое обстоятельство, что данная задача при использовании пластического условия пластичности максимальных касательных напряжений (условия Треска – Сен-Венана) не имеет решения из-за некорректности в её постановочной части. Однако при использовании также кусочно-линейного условия пластичности максимальных приведённых касательных напряжений (условия Ишлинского – Ивлева) подобной некорректности удаётся избежать. Полученное решение предполагается использовать в расчётах температурных напряжений в пластине, включая остаточные, в зоне термического влияния сварного шва.

Summary. On the example of a one-dimensional problem of local rectilinear symmetrical heating of an infinite plate with rigidly fixed edges along the width, a method of calculating temperature stresses is indicated. Attention is drawn to such a circumstance that the given problem, when using the plastic plasticity condition for maximum shear stresses (Treska – Saint-Venant conditions), has no solution due to incorrectness in its staging part. However, when using also the piecewise linear condition for the plasticity of the maximum reduced stresses (Ishlinskii – Ivlev conditions), such an incorrectness can be avoided. The constructed solution is supposed to be used in calculating the temperature stresses in the plate, including residual ones, in the zone of thermal influence of the welded seam.

Ключевые слова: упругость, пластичность, температурные напряжения, плоское напряжённое состояние, остаточные напряжения.

Key words: elasticity, plasticity, temperature stress, planar stressed state, residual stress.

УДК 539.374

Работа выполнена в рамках государственного задания № 007-00285-18-00.

Введение

Успехи в развитии теории пластического течения в прошлом веке во многом определялись использованием кусочно-линейных условий пластичности [6; 9; 14]. Именно на таком подходе основаны современные методики расчётов большинства технологических операций обработки металлов давлением (штамповка, прокатка, волочение, обтяжка и др.). Значимые упрощения в математический аппарат вносит использование их и в теории температурных напряжений [1-3; 5; 16-21]. Особенно последнее касается случая неустановившихся температурных напряжений, когда поле напряжений меняется со временем и формирует поля остаточных напряжений и деформаций в теле. Формирование остаточных напряжений может быть полезно, как, например, в сборке с натягом за счёт горячей посадки, но может отрицательно влиять на эксплуатационные характеристики конструкций, как это происходит при сборке сваркой. В таком случае приходится назначать специальные операции по понижению уровня остаточных напряжений [10] в окрестности сварочного шва. Данная околошовная область собираемой металлоконструкции, называемая зоной термического влияния, оказывается тем местом, где существенно снижается прочностной потенциал материала. В материаловедении это обстоятельство связывают со структурными изменениями в металле, диктуемыми твердотельными фазовыми превращениями. Описание подобных эффектов выходит за рамки классической механики деформируемых тел, однако получить косвенные сведения об уровне возникающих в процессе напряжений и необратимых деформаций возможно даже не выходя за рамки классических теорий. С точки зрения последних [7] структурные превращения, возникающие в деформируемом теле за счёт интенсивного термомеханического воздействия на него, приводят к новым состояниям минимума термодинамических потенциалов (свободная энергия, внутренняя энергия, потенциал Гиббса), задающим новые состояния термодинамического равновесия и изменения в упругих модулях и пределе текучести. Таким способом даже классические теории деформируемых тел отчасти могут отслеживать изменения в прочностных и деформационных свойствах металлов, претерпевающих твердотельные фазовые превращения. Наиболее простым данный способ учёта структурных изменений оказывается в теории температурных напряжений, когда связанностью тепловых и деформационных процессов пренебрегают, считая, что производство тепла за счёт деформирования, включая необратимое, мало в процессе настолько, что его можно без существенного ущерба не учитывать.

Оценивая размеры зоны термического влияния и уровень остаточных напряжений в окрестности сварного шва, Н. Н. Рыкалин ещё в середине прошлого века заметил [13], что основным механизмом, формирующим зону термического влияния, является необратимое (пластическое) деформирование в условиях интенсивного теплового воздействия. Именно рост необратимых деформаций задаёт итоговое распределение остаточных напряжений, которые оказываются индикатором произошедших фазовых изменений в основном металле околошовной области. Поэтому восстановление прочностного ресурса металла связывают главным образом с понижением уровня остаточных напряжений, а потому назначают для этого специальные технологические операции [10]. Следовательно, уровень и распределение остаточных напряжений в окрестности сварного шва оказываются значимой характеристикой качества сварного соединения. Возможность иметь оценки для таких напряжений приобретает исключительно важное значение, тем более, если такие оценки представляются средствами математического моделирования, то есть наименее затратными средствами.

Здесь построим аналитическое (по существу) решение задачи локального нагрева бесконечной пластины по прямой, являющейся осью симметрии в её конечном размере по ширине. Построение проведём в рамках теории температурных напряжений, учитывая при этом зависимость предела текучести и упругих модулей от температуры. Именно таким способом [7], оставаясь в рамках классической теории температурных напряжений в упругопластических телах, оценим

итоговое изменение упругих постоянных за счёт структурных изменений в материале и рассчитаем остаточные деформации и напряжения в зоне термического влияния. Рассматриваемая модельная одномерная задача является простейшей, но, несмотря на её важность для приложений в моделировании процесса сварки, она не получила своего решения до настоящего времени. Объясним данное обстоятельство тем, что с использованием классического кусочно-линейного условия пластичности максимальных касательных напряжений (условие Треска – Сен-Венана) постановка такой задачи оказывается некорректной, а при условии максимальных октаэдрических напряжений (условие Мизеса) с необходимостью приходим к организации приближённых численных вычислений с дискретизацией расчётной области пластического течения. И только в случае использования условия пластичности максимальных приведённых касательных напряжений (условия Ишлинского – Ивлева), которое, оставаясь одним из трёх классических условий пластического течения, используется сравнительно более редко, удаётся получить аналитическое решение.

Основные модельные зависимости

Рассмотрим упругопластическое тело деформации e_{ij} , в котором деформации считаем малыми и складывающимися из упругой e_{ij}^e и пластической e_{ij}^p :

$$e_{ij} = e_{ij}^e + e_{ij}^p = \frac{1}{2}(u_{i,j} + u_{j,i}), \quad (1)$$

где u_i – компоненты вектора перемещений, а индексами после запятой обозначены частные производные по соответствующей пространственной координате.

При записи формулы (1) и в дальнейшем используется прямоугольная декартова система координат. Обратимые (упругие) деформации и температура T задают напряжения в теле согласно зависимостям закона Дюамеля – Неймана:

$$\sigma_{ij} = (\lambda e_{kk}^e - 3\alpha K(T - T_0))\delta_{ij} + 2\mu e_{ij}^e, \quad (2)$$

где λ , μ , $K = \lambda + \frac{2}{3}\mu$ – упругие модули материала тела, α – коэффициент линейного расширения.

Необратимые (пластические) деформации накапливаются в теле при условии достижения напряжениями поверхности $f(\sigma_{ij}, k) = 0$ в пространстве напряжений, где k – предел текучести материала тела. В идеальной пластичности принимаются условия принципа максимума Мизеса, тогда следуют соотношения ассоциированного закона пластического течения:

$$de_{ij}^e = d\varphi \frac{\partial f(\sigma_{ij}, k)}{\partial \sigma_{ij}}; \quad d\varphi > 0. \quad (3)$$

Классические условия пластического течения (поверхности нагружения) следующие:

$$\max |\sigma_i - \sigma_j| = 2k, \quad (4)$$

$$\max |\sigma_i - \sigma| = \frac{4}{3}k, \quad (5)$$

$$\left(\sigma_{ij} - \frac{1}{3}\sigma\delta_{ij} \right) \left(\sigma_{ij} - \frac{1}{3}\sigma\delta_{ij} \right) = \frac{8}{3}k^2. \quad (6)$$

Условие пластичности (4) называется условием пластичности максимальных касательных напряжений, или условием пластичности Треска – Сен-Венана [6]. В пространстве главных напряжений σ_i оно представляет собой поверхность наклонной призмы (призмы Треска). Обра-

зующие данной поверхности одинаково наклонены с гидростатической осью $\sigma_1 = \sigma_2 = \sigma_3$, а в сечении призмы Треска с девиаторной плоскостью $\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3 = 0$ имеет шестиугольник, вписанный в окружность радиуса $2k$ (см. рис.1). Условие пластичности (5) называют [6; 9] условием пластичности максимальных приведённых касательных напряжений. Иногда его называют также условием пластичности Ишлинского – Ивлева, а соответствующую ему наклонную призму в пространстве главных напряжений называют призмой Ивлева. Сечением призмы Ивлева с девиаторной плоскостью является шестиугольник, описанный относительно окружности радиусом $2k$ (см. рис. 1). Наконец, последнее (6) из классических условий идеальной пластичности называется условием Мизеса. Сечение цилиндрической поверхности (наклонного цилиндра Мизеса), иллюстрирующее данное условие пластичности в пространстве главных напряжений, с девиаторной плоскостью оказывается как раз окружностью радиуса $2k$. В изотермической идеальной пластичности k является главной постоянной теории.

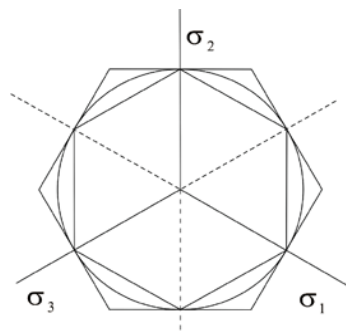


Рис. 1. Поверхности нагружения

Когда деформирование является принципиально неизотермическим, что характерно для технологий, определяемых интенсивным термомеханическим воздействием на деформируемые материалы, тогда предел текучести и упругие модули считают зависящими от температуры. Далее такие зависимости принимаются в форме [11; 15].

$$\begin{aligned} E(\theta) &= E_p - (E_p - E_0)\tau(\theta), \\ \nu(\theta) &= \nu_p - (\nu_p - \nu_0)\tau(\theta), \\ k(\theta) &= k_0\tau(\theta)^2, \quad \tau(\theta) = T_0(T_p - T_0)^{-1}\theta. \end{aligned} \quad (7)$$

Согласно (7) для модуля Юнга $E(\theta)$ и коэффициента Пуассона $\nu(\theta)$ приняты простейшие их линейные зависимости от безразмерной температуры θ , а для предела текучести $k(\theta)$ – квадратичная зависимость от θ .

В (7) также введены обозначения: E_0, ν_0, k_0 – модуль Юнга, коэффициент Пуассона и предел текучести при комнатной (T_0) температуре; E_p и ν_p – значения упругих модулей при температуре, приближающейся к температуре плавления T_p .

Упругие модули $\lambda = \frac{\nu E}{(1+\nu)(1-2\nu)}$ и $\mu = \frac{E}{2(1+\nu)}$ зависят от коэффициентов Пуассона и модуля Юнга.

Считаем также, что при комнатной температуре упругопластическое тело при отсутствии внешних нагрузок находится в свободном состоянии, то есть деформации и напряжения в нём отсутствуют.

Постановка задачи

Рассмотрим бесконечно длинную пластину шириной $2s$. Систему координат свяжем с краем пластины так, чтобы координаты изменились в пределах $0 \leq x \leq 2s$; $-\infty < y < \infty$. С целью упрощения дальнейшего будем считать, что локальный нагрев осуществляется по прямой линии $x = s$. Полагаем, что нагревание происходит с постоянной скоростью так, чтобы

$$T|_{x=s} = vt. \quad (8)$$

Исходя из принятой геометрии для пластины и условий её нагрева (8), получаем одномерную задачу теплопроводности с уравнением

$$T_{,t} = aT_{,xx} - \psi(T - T_0). \quad (9)$$

В (8) и (9) a – коэффициент температуропроводности, v – скорость роста температуры за счёт подвода тепла, ψ – коэффициент теплоотдачи с поверхности пластины в окружающую среду. Последний определяется тепловыми свойствами материала пластины, её толщиной и теплоотводящими свойствами окружающей среды. Далее будем считать его постоянным. Сформулируем краевую задачу для уравнения теплопроводности в безразмерном виде:

$$\begin{aligned} \theta_{,\xi} &= b\theta_{,\eta\eta} - \theta, \\ \theta_{,\eta}|_{\eta=0} &= 0; \quad \theta|_{\eta=1} = \frac{V}{T_0\psi}\xi - 1, \\ \xi &= \psi t; \quad \eta = \frac{x}{s}; \quad b = \frac{a}{s^2\psi}. \end{aligned} \quad (10)$$

Первое из краевых условий (10) означает, что теплоотводом от кромки пластины в окружающую среду можно пренебречь. Для краевой задачи (10) можно записать аналитическое решение [12]. Удобнее (так как механическая задача решается численно) включить в численный алгоритм расчётов и расчёты по конечно-разностному аналогу задачи (10). Из-за симметричного относительно прямой $x = s$ распределения температуры рассматривается только её левая часть $0 \leq x \leq s$.

С началом нагрева материал пластины деформируется обратимо (термоупруго). Для напряжений, исходя из (2) в условиях предполагаемого плоского напряжённого состояния ($\sigma_z = 0$), найдём

$$\begin{aligned} \sigma_x &= (4\mu(\lambda + \mu)u_{,xx} - 6\alpha\mu KT_0\theta)(\lambda + 2\mu)^{-1}, \\ \sigma_y &= (2\mu\lambda u_{,xx} - 6\alpha\mu KT_0\theta)(\lambda + 2\mu)^{-1}. \end{aligned} \quad (11)$$

Интегрируя уравнение равновесия $\sigma_{x,x} = 0$, получим распределение перемещений по пластине в любой рассматриваемый момент времени:

$$\begin{aligned} u_x &= \frac{3\alpha T_0}{2} \int_0^x \theta(\rho) K(\rho) \gamma_1(\rho) d\rho + \frac{C_1}{4} \int_0^x \gamma_1(\rho) \gamma_2(\rho) \mu(\rho)^{-1} d\rho + C_2, \\ \gamma_1(\rho) &= (\lambda(\rho) + \mu(\rho))^{-1}; \quad \gamma_2(\rho) = (\lambda(\rho) + 2\mu(\rho)). \end{aligned} \quad (12)$$

В формуле (12) постоянные интегрирования C_1 и C_2 в общем случае являются функциями температуры и, следовательно, времени. Называя их постоянными, подразумевается только, что они не зависят от пространственной координаты. Для их определения в каждый момент времени следует

воспользоваться граничными условиями. Полагаем, что грани пластины $x = 0$ и $x = 2s$ закреплены, тогда

$$u_x|_{x=0} = 0; \quad u_x|_{x=s} = 0; \quad u_x|_{x=2s} = 0. \quad (13)$$

В силу симметрии задачи здесь, как и в (10), рассматривается лишь одна половина пластины. Подставляя (12) в (13), находим:

$$C_1 = -\frac{6\alpha T_0 \int_0^s \theta(\rho) K(\rho) \gamma_1(\rho) d\rho}{\int_0^s \mu(\rho)^{-1} \gamma_1(\rho) \gamma_2(\rho) d\rho}; \quad C_2 = 0. \quad (14)$$

Распределения напряжений по пластине следуют из уравнения равновесия $\sigma_{x,x} = 0$ и соотношений (11) и (14):

$$\sigma_x = C_1; \quad \sigma_y = \left(\frac{\lambda}{2} C_1 - 3\alpha \mu K T_0 \theta \right) (\lambda + \mu)^{-1}; \quad \sigma_z = 0. \quad (15)$$

При нагревании напряжения по абсолютной величине растут и в итоге могут достичь одной из поверхностей нагружения (4)–(6). Но поверхностей нагружения (условий пластичности) не может быть несколько, возможна только одна. Какую из них следует выбрать?

Пластическое течение в условиях нагревания

Условие пластичности Мизеса (6) с необходимостью приведёт к численным расчётам деформаций и напряжений с дискретизацией области пластического течения. В [5, 8] было показано, что расчёты изменяющихся температурных напряжений возможно провести без обращения к численным процедурам, связанным с дискретизации расчётной области пластического течения. Это возможно, если использовать кусочно-линейные условия пластичности (4), (5). Данное обстоятельство позволяет не только упростить алгоритмы и программы расчётов, но и вследствие этого провести более качественный анализ результатов расчётов и их следствий.

При выборе условий пластичности Мизеса (6) неизбежно следует озаботиться как точностью расчётов в области с неизвестными продвигающимися границами, так и вопросами сходимости и устойчивости конечно-разностных схем расчётов. Поэтому предпочтение следует отдать именно кусочно-линейным пластическим потенциалам (4) и (5).

На рис. 2 показаны линии, представляющие условия пластичности (4)–(6) в условиях плоского напряжённого состояния ($\sigma_z = 0$) на координатной плоскости главных напряжений σ_x и σ_y .

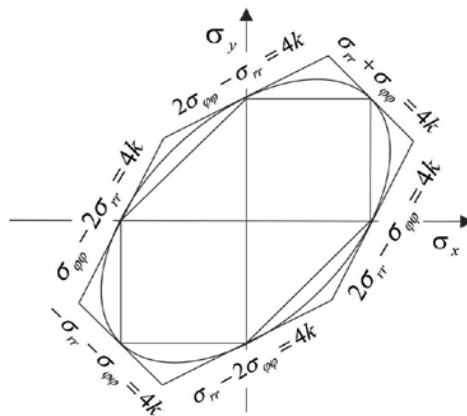


Рис. 2. Поверхности нагружения для плоского напряжённого деформирования

Замкнутой кривой линией является представление условия пластического течения Мизеса, вписанной кусочно-линейной – условие Треска – Сен-Венана, описанной – условие Ишлинского – Ивлева.

От использования в расчётах условия максимальных касательных напряжений (4) придется отказаться по другой причине. В таком случае построить решение рассматриваемой задачи оказывается невозможным. Действительно, при росте температуры со временем условие пластичности Треска – Сен-Венана выполняется в следующей форме: $\sigma_x = 2k(x)$. Зависимость предела текучести от пространственной координаты задаётся зависимостью температуры $\theta(x)$ от этой координаты. Но из уравнения равновесия следует, что $\sigma_{x,x} = 0$, то есть σ_x не зависит от этой координаты. Полученное противоречие исключает случай использования в качестве условия пластичности критерия Треска – Сен-Венана (4).

Таким образом, наиболее приемлемыми для целей настоящей заметки оказываются условия максимальных приведённых касательных напряжений (5) (критерий Ишлинского – Ивлева). С ростом температуры пластины на линии симметрии $x = s$ выполнится условие $2\sigma_y - \sigma_x = -4k$; здесь зарождается пластическое течение. Упругопластическая граница $x = n(t)$ движется к границе пластины $x = 0$; другая такая же граница движется в сторону другого края пластины – $x = 2s$. Из-за симметрии рассматриваем лишь левую часть пластической области $n(t) \leq x \leq s$. Для напряжений в этой области согласно (2) имеем:

$$\begin{aligned}\sigma_x &= \left(4\mu(\lambda + \mu)(u_{x,x} - e_x^p) - 2\lambda\mu e_y^p - 6\alpha\mu K T_0 \theta\right)(\lambda + 2\mu)^{-1}, \\ \sigma_y &= \left(2\mu\lambda(u_{x,x} - e_x^p) - 4\mu(\lambda + \mu)e_y^p - 6\alpha\mu K T_0 \theta\right)(\lambda + 2\mu)^{-1}.\end{aligned}\quad (16)$$

Следуя ассоциированному закону пластического течения (3) и условию пластической несжимаемости, получаем:

$$e_x^p = -\frac{1}{2}e_y^p = -\frac{1}{2}e_z^p = \left(u_{x,x} - \frac{(\lambda + 2\mu)}{\mu}k + 1.5K\alpha T_0 \theta\right)(3\lambda + 5\mu)^{-1}.\quad (17)$$

Так как в данном случае уравнение равновесия $\sigma_{x,x} = 0$ имеет тривиальное решение $\sigma_x = C_1$, окончательное решение задачи запишется в следующем виде:

$$\begin{aligned}\sigma_x &= C_1, \quad \sigma_y = 0.5C_1 - 2k, \\ u_x &= C_1 \int_{n_1(t)}^x \frac{3\lambda(\rho) + 5\mu(\rho)}{12K(\rho)\mu(\rho)} d\rho + \frac{3}{2}\alpha T_0 \int_{n_1(t)}^x \theta(\rho) d\rho - \int_{n_1(t)}^x \frac{k(\rho)}{3K(\rho)} d\rho + C_3, \\ -0.5e_y^p &= e_z^p = e_x^p = \frac{C_1}{12K} + \frac{1}{2}\alpha T_0 \theta - \frac{\lambda + \mu}{3K\mu}k.\end{aligned}\quad (18)$$

С дальнейшим ростом температуры пластины на линии нагрева пластины $x = s$ наряду с ранее выполненным условием пластичности выполнится ещё одно условие: $\sigma_x + \sigma_y = -4k$. Таким способом выполняются условия ребра призмы Ивлева, или (что то же самое) напряжённое состояние в рассматриваемом случае оказывается соответствующим точке пересечения прямых $2\sigma_y - \sigma_x = -4k$ и $\sigma_x + \sigma_y = -4k$ (см. рис. 2). Пластическое течение в соответствии напряжений ребру призмы Треска названо М. Леви [9] состоянием полной пластичности. В теории температурных напряжений состояния полной пластичности также возможны, например, в задачах горячей посадки [5]. Однако в рассматриваемом случае пластическое течение в соответствии напряжений ребру

призмы Ивлева невозможно. Действительно, в этом случае уравнение равновесия заставляет считать σ_x не зависящим от пространственной координаты x , но из условия пластичности следует,

что $\sigma_x = -\frac{4k}{3}$. Так как k – есть функция температуры, то предел текучести с необходимостью за-

висит от её распределения, то есть от x . Следовательно, в тот момент времени, когда при $x = s$ выполняется условие $\sigma_x + \sigma_y = -4k$, происходит смена режимов пластического течения.

Не задерживаясь на ребре поверхности нагружения, напряжения переходят с грани $2\sigma_y - \sigma_x = -4k$ на её грань $\sigma_x + \sigma_y = -4k$. В тот же момент времени, когда при $x = s$ выполняется последнее условие, от этой прямой ($x = s$) отделяются две границы, задавая область течения при условии $\sigma_x + \sigma_y = -4k$. Эти границы $x = s - n_2(t)$ и $x = s + n_2(t)$ выделяют новую область пластического течения. Необратимые деформации, накопленные в условии $2\sigma_y - \sigma_x = -4k$, до момента прихода в данную точку пластины новых упругопластических границ оказываются начальными условиями для их дальнейшего роста уже в условиях новой грани поверхности нагружения $\sigma_x + \sigma_y = -4k$. Обозначая данные начальные необратимые (пластические) деформации через p_x и p_y , соотношения (2) закона Дюамеля – Неймана запишем теперь в форме

$$\begin{aligned} \sigma_x &= (4\mu(\lambda + \mu)(u_{x,x} - p_x - e_x^p) - 2\lambda\mu(e_y^p + p_y) - 6\alpha\mu KT_0\theta)(\lambda + 2\mu)^{-1}, \\ \sigma_y &= (2\mu\lambda(u_{x,x} - e_x^p - p_x) - 4\mu(\lambda + \mu)(e_y^p + p_y) - 6\alpha\mu KT_0\theta)(\lambda + 2\mu)^{-1}. \end{aligned} \quad (19)$$

Следуя уравнению равновесия $\sigma_{x,x} = 0$ и ассоциированному закону пластического течения, получаем решения задачи в новой области течения в виде

$$\begin{aligned} \sigma_x &= C_1, \quad \sigma_y = -4k - C_1, \\ u_x &= 2 \int_{n_2(t)}^x \frac{k(\rho)}{\mu(\rho)} d\rho + C_1 \int_{n_2(t)}^x \frac{1}{\mu(\rho)} d\rho + C_4, \\ e_x^p = e_y^p = -2e_z^p &= \frac{4}{3} \frac{\lambda + \mu}{\mu K} k - \alpha T_0\theta - p_x + \frac{C_1}{2\mu}. \end{aligned} \quad (20)$$

Постоянную $C_4(t)$ вместе с положением $x = n_2(t)$ границы, разделяющей область течений на части, где пластическое течение подвержено разным механизмам, его задающим, следует определить в каждый рассчитываемый момент времени вместе с $C_3(t)$ и $n_1(t)$. Для этого следует воспользоваться граничными условиями и условиями на продвигающихся границах $x = n_1(t)$ и $x = n_2(t)$, из которых следует соответствующая система алгебраических уравнений.

Расчёты показывают, что граница $x = n_2(t)$, разделяющая пластическую область на части, продвигаясь по пластине, в некоторый момент времени догоняет упругопластическую границу $x = n_1(t)$, после чего развивается только одна пластическая область $n_2(t) \leq x \leq s$, где пластическое течение подвержено условию грани $\sigma_x + \sigma_y = -4k$ призмы Ивлева.

Обратное пластическое течение

Последовательность возникновения и исчезновения пластического течения схематически показана на рис. 3, где a – термоупругое деформирование; b – деформирование с зародившейся первой областью течения; c – деформирование с разделённой областью течения; z – деформирование после поглощения изначальной области течения; t_1, t_2, t_3 – последовательные моменты вре-

мени перестройки процесса деформирования, связанные с моментами возникновения (или исчезновения) областей пластического течения.

Пусть теперь в некоторый последующий момент времени $t = t_4 > t_3$ нагревание прекращается. В этот же момент времени материал пластины мгновенно возвращается в термоупругое состояние. Пластическое течение мгновенно прекращается, а термоупругое деформирование продолжается, но теперь в условиях присутствия накопленных и со временем неизменяющихся необратимых деформаций p_x и p_y (см. рис. 3, д).

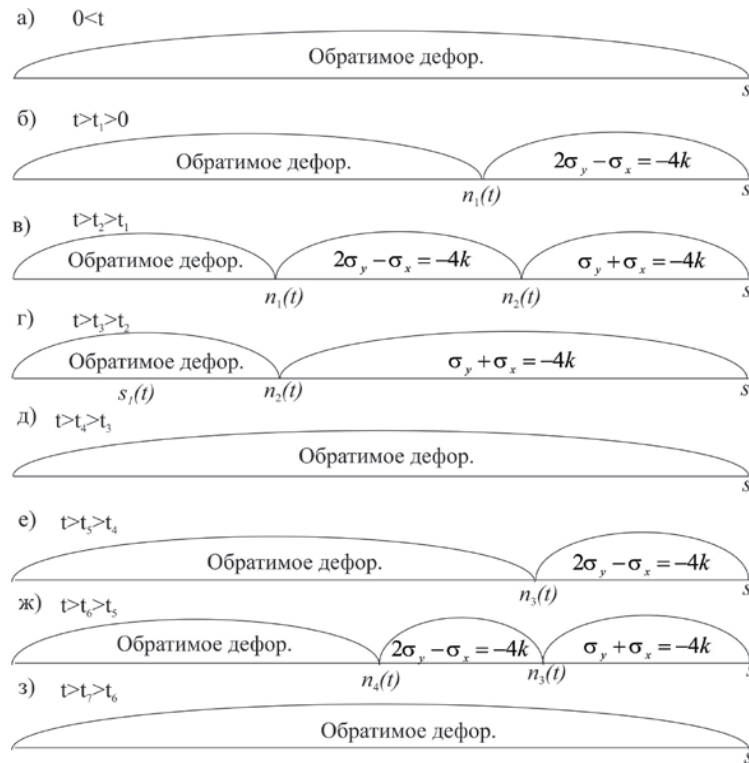


Рис. 3. Схема деформирования материала пластины

Соотношения закона Дюамеля – Неймана вместе с уравнением равновесия позволяют записать решение в области данного обратимого деформирования в виде

$$\sigma_x = C_1, \quad \sigma_y = -\frac{3K\mu\alpha T_0\theta}{\lambda + \mu} + \frac{p_y}{\lambda + \mu} + \frac{C_1}{2(\lambda + \mu)},$$

$$u_x = \frac{3}{2}\alpha T_0 \int_0^x K(\rho)\theta(\rho)\gamma_1(\rho) d\rho + \frac{1}{2} \int_0^x \lambda(\rho) p_y(\rho)\gamma_1(\rho) d\rho +$$

$$+ \int_0^x p_x(\rho) d\rho + \frac{1}{4} C_1 \int_0^x \gamma_1(\rho)\gamma_2(\rho)\mu(\rho)^{-1} d\rho + C_3(t).$$
(21)

Расчёты показывают, что решение (21) не является окончательным. В некоторый последующий момент времени (на рис. 3 это $t = t_5$) на линии $x = s$ выполнится условие пластичности, соответствующее грани $2\sigma_y - \sigma_x = 4k$ призмы Ивлева (на рис. 2 это линия в плоскости $\sigma_z = 0$). Противоположный знак в уравнении такой прямой, являющейся условием пластичности, в сравнении со случаем активного нагружения, говорит о том, что возникающее пластическое течение при общей разгрузке связано с растягивающими, а не сжимающими напряжениями. Пластическое тече-

ние данного свойства называется повторным [4; 5], или обратным [8; 19]. Выполнение условия пластичности Ишлинского – Ивлева на грани (линии $2\sigma_y - \sigma_x = 4k$ (см. рис. 3, *e*) приводит к развитию новой области пластического течения $s - m_1(t) \leq x \leq s + m_2(t)$. Следуя уравнению равновесия $\sigma_{x,x} = 0$, зависимостям закона Дюамеля – Неймана и ассоциированному закону пластического течения для напряжений, перемещений и необратимых деформаций, получим

$$\begin{aligned} \sigma_x &= C_1, \quad \sigma_y = \frac{1}{2}C_1 + 2k, \\ u_x &= C_1 \int_{m_1(t)}^x \frac{3\lambda(\rho) + 5\mu(\rho)}{12K(\rho)\mu(\rho)} d\rho + \frac{3}{2}\alpha T_0 \int_{m_1(t)}^x \theta(\rho) d\rho - \int_{m_1(t)}^x \frac{k(\rho)}{3K(\rho)} d\rho + \\ &+ \int_{m_1(t)}^x \left(p_x(\rho) + \frac{1}{2}p_y(\rho) \right) d\rho + C_3, \\ e_x^p &= -\frac{1}{2}e_y^p = -\frac{1}{2}e_z^p = \frac{C_1}{12K} + \frac{1}{2}\alpha T_0 \theta - \frac{\lambda + \mu}{3K\mu}k + \frac{1}{2}p_y. \end{aligned} \tag{22}$$

Продолжая вычисления, то есть производя последующие шаги во времени, обнаруживаем, что на линии $x = s$ выполнится условие пластичности в форме $\sigma_x + \sigma_y = 4k$. Выше было показано, что деформирование в таких условиях неосуществимо. Следовательно, в этот момент времени (на рис. 3, *ж* это $t = t_6$) происходит мгновенный переход в пластическом течении от соответствия грани $2\sigma_y - \sigma_x = 4k$ к соответствию грани $\sigma_x + \sigma_y = 4k$. В рассматриваемой задаче плоского напряжённого состояния ($\sigma_z = 0$) данный переход является мгновенным переходом напряжений σ_x и σ_y от соответствия прямой с уравнением $2\sigma_y - \sigma_x = 4k$ в плоскости (σ_x, σ_y) (см. рис. 2) к соответствию прямой $\sigma_x + \sigma_y = 4k$, минуя точку пересечения этих прямых. Таким образом, формируется новая область повторного (обратного) пластического течения $s - m_1(t) \leq x \leq s + m_2(t)$ (см. рис. 3, *жс*). Решение задачи в этой области течения подчинено тем же зависимостям (20), только с обратным знаком перед пределом текучести.

Здесь уместно рассмотреть два случая. В первом из них положить, что продолжают выполняться зависимости (7) для упругих моделей. Это означает, что в материале пластины не произошло структурных изменений; он остаётся упругопластическим с упругими модулями, зависящими от температуры. Если же считать, что такие изменения случились, то упругие модели при прекращении пластического течения следует фиксировать в том состоянии, которого они достигли в процессе течения. Иначе, как только напряжённое состояние покидает грань призмы Ивлева, то упругие постоянные далее не меняются. Далее, сравним результаты расчётов для таких принципиально важных случаев.

Остаточные напряжения

Конечным итогом вычислений является состояние, в котором температура в пластине выравнивается, то есть градиент температуры обращается в ноль (см. рис. 3, *з*). В таком состоянии напряжения вычисляются зависимостями

$$\begin{aligned} \sigma_x &= \left(4\mu(\lambda + \mu)(u_{x,x} - p_x) - 2\lambda\mu p_y \right) (\lambda + 2\mu)^{-1}, \\ \sigma_y &= \left(2\mu\lambda(u_{x,x} - p_x) - 4\mu(\lambda + \mu)p_y \right) (\lambda + 2\mu)^{-1}. \end{aligned} \tag{23}$$

В состояниях (23) λ и μ принимаются либо изначальные значения, когда фазовые превращения не учитываются, либо значения их в момент остановки пластического течения. В любом случае они, не зависящие от времени, являются постоянными величинами. Остаточные напряже-

ния и итоговое поле перемещений, а следовательно, и деформации, находим по описанному алгоритму:

$$\begin{aligned} \sigma_x &= C_1, \quad \sigma_y = 0.5\lambda C_1 (\lambda + \mu)^{-1} - 3K\mu (\lambda + \mu)^{-1} p_y, \\ u_x &= C_1 \int_0^x (\lambda(\rho) + 2\mu(\rho)) x (4\mu(\rho) (\lambda(\rho) + \mu(\rho)))^{-1} d\rho + \int_0^x p_x(\rho) d\rho + 0.5\lambda (\lambda + \mu)^{-1} \int_0^x p_y(\rho) d\rho, \\ C_1 &= - \frac{\left(\int_0^s p_x(\rho) d\rho + 0.5\lambda (\lambda + \mu)^{-1} \int_0^s p_y(\rho) d\rho \right)}{\left(\int_0^s (\lambda(\rho) + 2\mu(\rho)) x (4\mu(\rho) (\lambda(\rho) + \mu(\rho)))^{-1} d\rho \right)}. \end{aligned} \quad (24)$$

Если предположить, что фазовые изменения не учитываются, то в (24) перемещение переписывается и будет иметь такой вид:

$$\begin{aligned} u_x &= (\lambda + 2\mu) x (4\mu (\lambda + \mu))^{-1} C_1 + \int_0^x p_x(\rho) d\rho + 0.5\lambda (\lambda + \mu)^{-1} \int_0^x p_y(\rho) d\rho, \\ C_1 &= 2\lambda\mu (\lambda + 2\mu)^{-1} s^{-1} \int_0^s p_y(\rho) d\rho + 4\mu (\lambda + \mu) (\lambda + 2\mu)^{-1} s^{-1} \int_0^s p_y(\rho) d\rho. \end{aligned}$$

Результаты расчётов представлены на рис. 4, где сплошной линией указано распределение напряжения $\sigma_y k_0^{-1}$ по ширине пластины для $T(t_4) = 0,85T_p$ (сплошная) и для $T(t_4) = 0,55T_p$ (штриховая). На рис. 4, а показано, что λ и μ продолжали уменьшаться согласно (7), а на рис. 4, б отражён запрет их изменения при падении температуры. Постоянные в расчётах полагались равными: $T_0 = 20 \text{ }^\circ\text{C}$; $T_p = 660 \text{ }^\circ\text{C}$; $a = 0,5 \cdot 10^{-6} \text{ м}^2/\text{с}$; $k_0 = 210 \text{ МПа}$; $E_0 = 72 \text{ ГПа}$; $E_p = 49 \text{ ГПа}$; $\mu_0 = 0,3$; $\mu_p = 0,5$; $s = 0,1 \text{ м}$. Напряжения $\sigma_x = 0,09k_0$ при $T(t_4) = 0,85T_p$ и $\sigma_x = 0,041k_0$ при $T(t_4) = 0,55T_p$ не одинаковы в рассмотренных случаях.

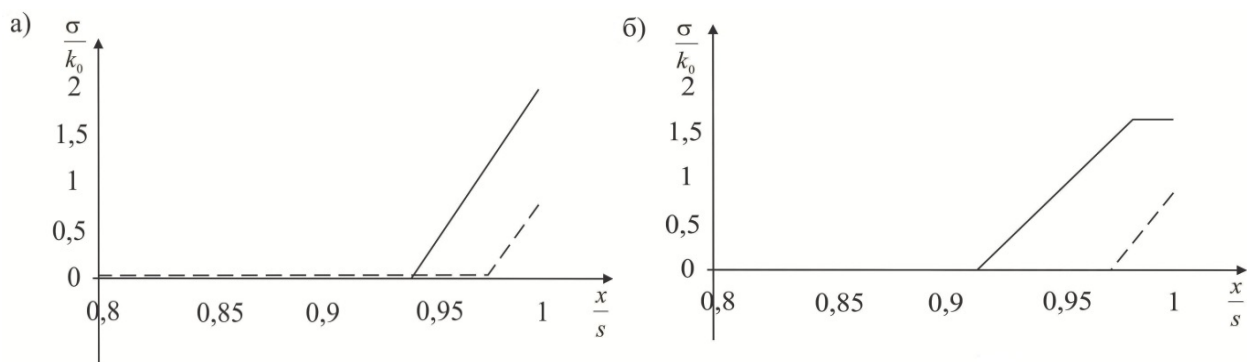


Рис. 4. Распределение остаточных напряжений в материале пластины: а – при неучёте фазовых переходов; б – при учёте фазовых переходов

Вывод

Таким образом, остаточное напряжение $\sigma_x = 0,041k_0$ получается, если параметры λ и μ увеличиваются при остывании. Если же эти параметры не увеличиваются, тогда остаточное напряжение будет $\sigma_x = 0,048k_0$. В последнем случае размер зоны термического влияния больше, остаточные напряжения – меньше. При $T(t_4) = 0,55T_p$ отсутствует обратное (повторное) пластическое течение.



ЛИТЕРАТУРА

1. Александров, С. Е. Решение термоупругопластической задачи для тонкого диска из пластически сжимаемого материала, подверженного термическому нагружению / С. Е. Александров, Е. В. Ломакин, Й. Р. Дзенг // Доклады Академии наук. Механика. – 2012. – № 3(443). – С. 310-312.
2. Буренин, А. А. Формирование поля остаточных напряжений в условиях локального теплового воздействия / А. А. Буренин, Е. П. Дац, Е. В. Мурашкин // Известия Российской академии наук. Механика твёрдого тела. – 2014. – № 2. – С. 124-131.
3. Буренин, А. А. Неизотермическое движение упруговязкопластической среды в трубе в условиях изменяющегося перепада давления / А. А. Буренин, Л. В. Ковтанюк, Г. Л. Панченко // Доклады Академии наук. Механика. – 2015. – № 3(464). – С. 284-287.
4. Буренин, А. А. Возможность повторного пластического течения при общей разгрузке упругопластической среды / А. А. Буренин, Л. В. Ковтанюк, М. В. Полоник // Доклады Академии наук. Механика. – 2000. – № 6(375). – С. 767-769.
5. Буренин, А. А. К расчёту неустановившихся температурных напряжений в упругопластических телах / А. А. Буренин, А. В. Ткачева, Г. А. Щербатюк // Вычислительная механика сплошных сред. – Пермь: Институт механики сплошных сред Уральского отделения Российской академии наук (ИМСС УрО РАН), 2017. – № 3(10). – С. 245-259.
6. Быковцев, Г. И. Теория пластичности: моногр. / Г. И. Быковцев, Д. Д. Ивлев. – Владивосток: Дальнаука, 1998. – 528 с.
7. Гринфельд, М. А. Методы механики сплошных сред в теории фазовых превращений: моногр. / М. А. Гринфельд. – М.: Наука, 1990. – 312 с.
8. Дац, Е. П. Сборка конструкции «кольцо в кольцо» способом горячей посадки / Е. П. Дац, А. В. Ткачева, Р. В. Шпорт // Вестник Чувашского государственного педагогического университета имени И. Я. Яковлева (ФГБОУ ВО «ЧГУ им. И. Я. Яковлева»). Механика предельного состояния. – 2014. – № 4(22). – С. 225-235.
9. Ишлинский, А. Ю. Математическая теория пластичности: моногр. / А. Ю. Ишлинский, Д. Д. Ивлев. – М.: Физматлит, 2001. – 704 с.
10. Лешковцев, В. Г. Расчёт закалочных напряжений в стальных деталях с учётом упруговязкопластических свойств и изменения фазового состава / В. Г. Лешковцев, А. М. Покровский // Известия Российской академии наук. Механика твёрдого тела. – 1999. – № 2. – С. 101.
11. Надаи, А. Пластичность и разрушение твёрдых тел. В 2 т. Т. 2. / А. Надаи. – М: Мир, 1969. – 864 с.
12. Справочник по нелинейным уравнениям математической физики: точные решения / А. Д. Полянин, В. Ф. Зайцев. – М.: Физматлит, 2002. – 432 с.
13. Рыкалин, Н. Н. Расчёты тепловых процессов при сварке: моногр. / Н. Н. Рыкалин. – М.: МАШГИЗ, 1951. – 295 с.
14. Соколовский, В. В. Теория пластичности / В. В. Соколовский. – М.: Высшая школа, 1969. – 608 с.
15. Токий, Н. В. Температурная зависимость модуля упругости субмикроструктурной меди / Н. В. Токий, В. В. Токий, А. Н. Пилипенко [и др.] // Физика твёрдого тела. – 2014. – Вып. 5 (56). – С. 966-969.
16. Bengeri, M. The influence of the temperature dependence of the yield stress on the stress distribution in a thermally assembled elastic-plastic shrink fit / M. Bengeri, W. Mack // Acta Mechanica. – 1994. – Vol. 103. – P. 243-257.
17. Bland, D. R. Elastoplastic thick-walled tubes of work-hardening material subject to internal and external pressures and to temperature gradients / D. R. Bland // J. of the Mechanics and Physics of Solids. – 1956. – Vol. 4. – P. 209-229.
18. Gamer, U. A. Concise treatment of the shrink fit with elastic-plastic hub / U. A. Gamer // Int. J. Solids. Struct. – 1992. – Vol. 29. – P. 2463-2469.
19. Kovacs, A. Residual Stresses in Thermally Loaded Shrink Fits. / A. Kovacs // Periodica Polytechnica. Ser. Mech. Eng. – 1996. – Vol. 40. – № 2. – P. 103-112.
20. Lippman, H. The effect of a temperature cycle the stress distribution in a shrink fit / H. Lippman // Int. J. plasticity. – 1992. – Vol. 8(5). – P. 567-582.
21. Perzyna, P. Problems of thermoplasticity. Nuclear engineering and design. / P. Perzyna, A. Sawezuk // North-Holland Publ. Co. – 1973. – Vol. 24. – P. 1-55.

МАШИНОСТРОЕНИЕ
MECHANICAL ENGINEERING

Телегин А. Н., Сарилов М. Ю.
A. N. Telegin, M. Yu. Sarilov

**ПОВЫШЕНИЕ ЭФФЕКТИВНОСТИ МАССООБМЕННЫХ АППАРАТОВ ЗА СЧЁТ
ОБОСНОВАННОГО ВЫБОРА КОНТАКТНЫХ УСТРОЙСТВ НА ПРИМЕРЕ
ПРЯМОТОЧНОЙ КЛАПАННО-СИТЧАТОЙ ТАРЕЛКИ**

**IMPROVING THE EFFICIENCY OF MASS-EXCHANGE MACHINES BY REASONABLE
CHOICE OF CONTACT DEVICES BY THE EXAMPLE OF A DIRECT FLOW
VALVE-SITTING PLATE**

Телегин Андрей Николаевич – магистрант кафедры машин и аппаратов химических производств Комсомольского-на-Амуре государственного университета (Россия, Комсомольск-на-Амуре). E-mail: ship.1994@mail.ru.

Mr. Andrey N. Telegin – master's degree student. Chemical Industry Machinery and Equipment Department, Komsomolsk-on-Amur State University (Russia, Komsomolsk-on-Amur). E-mail: ship.1994@mail.ru.

Сарилов Михаил Юрьевич – доктор технических наук, профессор кафедры машин и аппаратов химических производств Комсомольского-на-Амуре государственного университета (Россия, Комсомольск-на-Амуре). E-mail: mahp@knastu.ru.

Mr. Mikhail Yu. Sarilov – doctor of technical Sciences, Professor of the Department of machines and apparatus of chemical production of Komsomolsk-on-Amur state University (Russia, Komsomolsk-on-Amur). E-mail: mahp@knastu.ru.

Аннотация. В процессе выбора контактного устройства в массообмене обычно используется устройство, которое позволяет повысить выработку определённого продукта. Рассмотрим это на примере получения продуктов нефтегазового комплекса. Во время проектирования колонн тарельчатого типа для проведения массообменных процессов в нефте- и газоперерабатывающей промышленности особое внимание уделяется выбору контактных элементов. Оптимальный подбор конструктивных параметров тарелки и направления движения потоков даёт возможность создать такие гидродинамические условия проведения процесса массообмена, при которых достигается минимальное значение брызговынесения, равномерное распределение жидкости между тарелками, эффективное контактирование сплошной и дисперсной фаз.

Summary. In the process of selecting a contact mass-exchange device the equipment which can increase the production of a certain product is commonly used. The authors consider the case of producing oil and gas products. When designing plate-type columns for mass exchange processes in the oil and gas processing industry the focus is concentrated on the selection of the contact elements. Optimum selection of the design parameters of the plates and the direction of flow makes it possible to create such hydrodynamic conditions of the mass exchange process, where the minimum value of splashing, equilibrium distribution of liquid between the plates, effectively contacting of the continuous and dispersed phases are achieved.

Ключевые слова: массообмен, контактные устройства, аппарат, выбор, эффективность.

Key words: mass-exchange, contact machines, a machine, selection, efficiency.

УДК 66.02

Введение

Развитие массообменных аппаратов по пути увеличения мощностей напрямую связано с разработкой массообменных контактных устройств высокой производительности. Не последнюю роль в этом сыграли клапанные тарелки с перекрёстно-прямоточным движением фаз. Данные тарелки обладают повышенной пропускной способностью по жидкости и газу, достаточно высокой эффективностью массопередачи, обеспечивают широкий диапазон устойчивой и



эффективной работы. Однако на перекрёстно-прямоточных клапанных тарелках при высоких скоростях газа наступает интенсивный прямоток, вследствие чего уменьшается время пребывания жидкости на тарелке и тем самым снижается эффективность массопередачи.

Основным путём решения данной проблемы является увеличение компенсации прямоточного движения взаимодействующих фаз. В связи с этим представляют интерес комбинированные конструкции прямоточных клапанно-ситчатых (ПКС) тарелок, выгодно сочетающих повышенную производительность прямоточных клапанных и высокую эффективность ситчатых тарелок. Просечки, выполненные в клапане и (или) в полотне тарелки, будут способствовать не только компенсации прямоточного движения и увеличению запаса жидкости на тарелке, но также увеличению диапазона устойчивой работы, зоны саморегулирования клапанов, удельной поверхности контакта фаз.

Целью написания статьи являются обоснования эффективности массопередачи по жидкости для прямоточных клапанно-ситчатых тарелок, проведения расчёта гидравлического сопротивления, минимально и максимально допустимых нагрузок по газу.

Основные задачи работы

- анализ тенденций в разработке клапанных тарелок с перекрёстно-прямоточным движением фаз, обзор специальной литературы, посвящённой проблемам исследования гидравлического сопротивления сухих и орошаемых тарелок, провала жидкости, межтарельчатого уноса и массопередачи на тарелках;

- исследование гидравлического сопротивления, гидродинамических режимов работы, провала и уноса жидкости, эффективности массопередачи на прямоточной клапанно-ситчатой тарелке новой конструкции;

- сопоставление массообменных и гидродинамических характеристик новой тарелки с характеристиками прямоточной клапанной (ПК) тарелки.

Наиболее чётко и выгодно преимущества устройств с компенсацией прямотока за счёт энергии газового потока реализуются в конструкции прямоточной клапанно-ситчатой тарелки, что и показано на рис. 1.

Полотно тарелки представляет собой стальную пластину размером 650 x 180 x 2 мм. В полотне в шахматном порядке проделаны двенадцать отверстий диаметром 40 мм под клапаны, а также два прямоугольных выреза, которые предназначены для переточных устройств (для приёмного кармана и для перетока жидкости на нижележащую тарелку).

Клапаны тарелки устанавливаются в отверстия полотна. По длине пути жидкости образуются восемь рядов по два и один клапан в смежных рядах. Шаг между клапанами (расстояние между рядами) – 50 мм. Расстояние между клапанами – 80 мм. Доля свободного сечения тарелки – 14,95 %.

Особенностью конструкции тарелки является наличие просечек в пластине клапана, оснащённых козырьками. Козырьки отогнуты навстречу потоку газа на угол, позволяющий козырькам при максимальном угле открытия пластины клапана располагаться вертикально. Высота козырьков увеличивается в направлении открытия пластины клапана. Благодаря такой конструкции в отверстия клапанов направляется максимально возможная доля общего потока газа и обеспечивается максимальная компенсация прямотока. Также поток газа, выходящий из отверстий клапана, перекрещивается с газом, выходящим из-под смежного по ходу движения жидкости клапана, обеспечивая при этом развитую поверхность контакта фаз и её интенсивное обновление.

Конструктивные параметры клапана новой тарелки оптимальны и выбраны по критериям надёжности и равномерности работы, минимизации провала жидкости, максимизации компенсации прямоточного движения взаимодействующих фаз.



Рис. 1. Прямоточная клапанно-ситчатая тарелка новой конструкции

Для проверки тарелок была собрана экспериментальная установка, схема которой изображена на рис. 2.

Исследование провала жидкости проводилось на системе «вода-воздух».

В ходе эксперимента жидкость, провалившаяся через отверстия тарелки TR1, попадала в специальный отсек, откуда она практически без задержки поступала по трубопроводу диаметром Ду 50 в оттарированную ёмкость E2 из оргстекла высотой около 1 м и вместимостью более 10 л. Из ёмкости E2 жидкость удалялась через гидрозатвор при открытом шаровом кране V8. Эксперимент проводился следующим образом. Вначале устанавливался режим работы тарелки, характеризующийся постоянством расходов жидкости и газа. Проваливающаяся жидкость при этом непрерывно выводилась из системы по описанной выше схеме. Далее кран V8 закрывали и замеряли время, необходимое для заполнения жидкостью определённого объёма. По полученным данным определяли величину провала жидкости в м³/ч. Для каждой опытной точки проводили три измерения, для дальнейшей обработки данных использовалось среднее значение провала.

Эксперименты по определению эффективности массопередачи в жидкости проводили в колонне с одной исследуемой тарелкой ТК1. Первым этапом было заполнение системы водой и насыщение воды углекислым газом. Для этого налаживали циркуляцию воды по схеме «бак→P1→A1→T1→бак», затем начинали подавать в поток воды на входе в абсорбционную колонну A1 углекислый газ из баллона. Время насыщения составляло около 15 мин, в результате достигалась концентрация углекислого газа ~ 8...12 моль/м³. Затем начинали подавать жидкость в колонну, при этом углекислый газ небольшим потоком продолжал подаваться в абсорбционную колонну A1 для восстановления своей концентрации в воде. После вывода колонны на заданный режим работы отбирали пробы воды на входе и на выходе с тарелки.

На одной опытной точке проводили два отбора (для обработки бралась средняя величина).

Далее определяли величину pH отобранных проб. По формуле (1) находили концентрацию CO_2 в пробах \mathcal{G}_k , а по зависимости (2) определяли эффективность тарелки по Мерффи:

$$\mathcal{G}_k = 3,797 \cdot 10^{-3} + \exp[1,959 \cdot (4,09 - pH)]; \quad (1)$$

$$E_{ML} = \frac{\mathcal{G}_k(pH_H) - \mathcal{G}_k(pH)}{\mathcal{G}_k(pH_H) - 3,992 \cdot 10^{-3}}, \quad (2)$$

где E_{ML} – общая эффективность массопередачи по жидкости; $\mathcal{G}_k(pH_H)$, $\mathcal{G}_k(pH_H)$ – концентрации карбонатов и бикарбонатов на входе и на выходе с тарелки соответственно, моль/л; pH – величина pH отобранных проб.

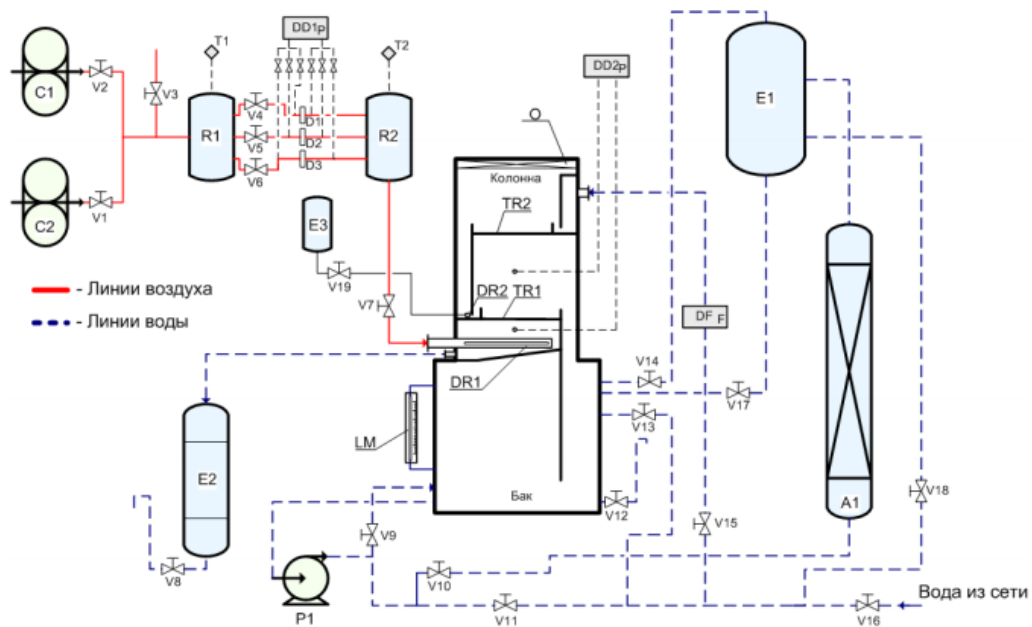


Рис. 2. Схема экспериментальной установки:

C1, C2 – компрессоры; P1 – насос; TR1, TR2 – тарелки; R1, R2 – ресиверы; E1 – бак; E2 – ёмкость для сбора провала; E3 – ёмкость для трассера; A1 – абсорбционная колонна; DR1 – распределитель воздуха; DR2 – распределитель трассера; LM – уровнемер; O – отбойник; D1, D2, D3 – диафрагмы; DD1_p, DD2_p – блоки дифференциальных манометров; T1, T2 – термометры; DF_F – расходомер; V1–V19 – запорная арматура

Проведёнными экспериментами подтверждено, что зависимость гидравлического сопротивления сухой прямоточной клапанно-ситчатой тарелки от фактора скорости газа в рабочем сечении тарелки имеет три характерные области. При малых скоростях газа клапаны тарелки находятся в нижнем положении и газ проходит через просечки в клапане и начальный зазор между клапаном и полотном тарелки (участок I).

Гидравлическое сопротивление тарелки в этой области пропорционально квадрату скорости газа. При достижении значения фактора скорости газа Φ_{I-II} , при котором сила, действующая на клапан со стороны газа, становится равной его весу, клапан начинает подниматься. Такой режим работы тарелки соответствует режиму саморегулирования (участок II). Визуально было отмечено, что в этом режиме все клапаны на тарелке совершают плавные непрерывные колебательные движения, отличающиеся по фазе и амплитуде. С увеличением нагрузки по газу клапаны приподнимаются выше, увеличивая свободную поверхность для выхода газа. Это происходит до того момента, когда клапаны не поднимутся в крайнее верхнее положение (до Φ_{II-III}). Далее свободное сечение становится постоянным и сопротивление в этой области растёт пропорционально Φ_P^2 (участок III).

На основе анализа опытных данных на новой тарелке в работе предложено общее уравнение сопротивления сухих прямоточных клапанно-ситчатых тарелок:

$$\Delta P_1 \begin{cases} \frac{1}{2 \cdot g} \cdot \xi_{\text{зак}} \cdot \Phi_P^2 \cdot \left(\frac{F_P}{F_O}\right)^2 & 0 \leq \Phi_P < \Phi_{\text{I-II}}, \\ \left(\frac{A}{\exp(C \cdot \Phi_P)} + B\right) \cdot \Phi_P^2 & \Phi_{\text{I-II}} \leq \Phi_P < \Phi_{\text{II-III}}, \\ \frac{1}{2 \cdot g} \cdot \xi_{\text{отк}} \cdot \Phi_P^2 \cdot \left(\frac{F_P}{F_O}\right)^2 & \Phi_P \geq \Phi_{\text{II-III}}, \end{cases} \quad (3)$$

где ΔP – гидравлическое сопротивление сухой тарелки, мм вод. ст.; $\xi_{\text{зак}}$ – коэффициент сопротивления тарелки с закрытыми клапанами, отнесённый к скорости газа в отверстиях полотна тарелки; $\xi_{\text{отк}}$ – коэффициент сопротивления тарелки с полностью открытыми клапанами, отнесённый к скорости газа в отверстиях полотна тарелки; F_P – рабочая площадь тарелки, равная площади свободного сечения колонны за вычетом площади одного перелива, м²; F_O – площадь всех отверстий в полотне тарелки, м²; Φ_P – фактор скорости газа, отнесённый к рабочей площади тарелки F_P , кг^{0,5}/(м^{0,5}·с): $\Phi_P = W_P \cdot \sqrt{\rho_{\text{II}}}$; W_P – скорость газа в рабочем сечении тарелки F_P , м/с; ρ_{II} – плотность газа, кг/м³; A, B, C – коэффициенты регрессии.

Коэффициенты A, B, C в данном уравнении определяются после статистической обработки экспериментальных данных для конкретной конструкции тарелки.

Схема зависимости гидравлического сопротивления газожидкостного слоя ΔP_2 от фактора скорости газа изображена на рис. 3.

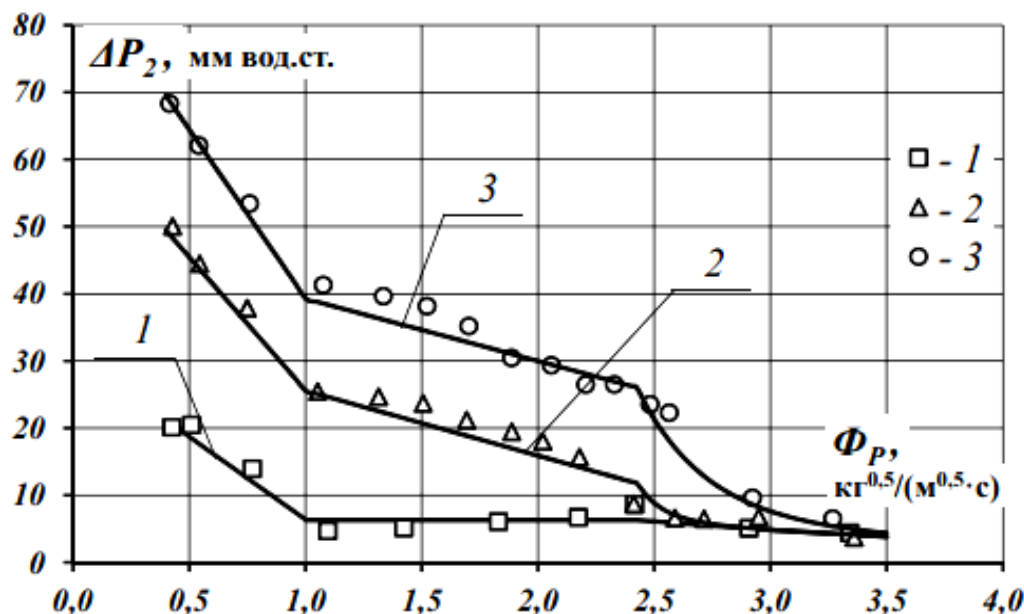


Рис.3. Зависимость гидравлического сопротивления газожидкостного слоя ΔP_2 от фактора скорости газа Φ_P $\Phi_P [L_V 29,8 \text{ м}^3 / (\text{м} \cdot \text{ч})]$



Выводы

На основе анализа тенденций в разработке клапанных тарелок с перекрёстно-прямоточным движением фаз выявлено, что конструирование комбинированных прямоточных клапанно-ситчатых тарелок является перспективным направлением, позволяющим существенно увеличить эффективность массопередачи.

По результатам сопоставления установлено, что прямоточная клапанно-ситчатая тарелка имеет больший диапазон устойчивой работы, чем прямоточная. Особенно эффективна, по мнению автора, замена прямоточных клапанных тарелок на новые прямоточные клапанно-ситчатые в аппаратах с невысокой производительностью по газу. Доказано, что минимальные допустимые значения фактора скорости газа новой тарелки ПКС в 1,5...2,0 раза меньше по отношению к тарелке ПК.

ЛИТЕРАТУРА

1. Телегин, А. Н. Повышение эффективности массообменных аппаратов за счёт обоснованного выбора контактных устройств / А. Н. Телегин, М. Ю. Сариллов // Учёные записки Комсомольского-на-Амуре государственного технического университета. Науки о природе и технике. – 2017. – № I-1(29). – С. 33-37.
2. Антонов, М. А. Компьютерное моделирование жёсткости несущих элементов контактных устройств массообменного аппарата / М. А. Антонов, Р. З. Латфуллин, И. А. Сабанаев // Вестник Казанского технологического университета. – 2016. – Т. 19 (№ 23). – С. 82-84.
3. Иванов, И. В. Массообмен в насадочной колонне экстрактивной ректификации / И. В. Иванов, В. А. Лотхов, К. А. Моисеева, Н. Н. Кулов // Теоретические основы химической технологии. – 2016. – Т. 50 (№ 5). – С. 485-495.
4. Кологривов, М. М. Численное моделирование тепло- и массообмена в эжекционном аппарате / М. М. Кологривов, В. П. Бузовский // Инженерно-физический журнал. – 2016. – Т. 89 (№ 1) – С. 158-169.
5. Лапшина, С. В. Оценка прочностных характеристик оборудования / С. В. Лапшина, Е. М. Тупикина // Химическая технология. Химические производства: материалы V Международной конференции-школы по химической технологии ХТ'16, Волгоград, 2016. – С. 89-90.

Щелкунов Е. Б., Виноградов С. В., Щелкунова М. Е., Пронин А. И., Мурыгин Т. В., Семенов Д. О.
Ye. B. Shchelkunov, S. V. Vinogradov, M. Ye. Shchelkunova, A. I. Pronin, T. V. Murygin, D. O. Semyonov

РАБОЧЕЕ ПРОСТРАНСТВО МЕХАНИЗМА ПАРАЛЛЕЛЬНОЙ СТРУКТУРЫ ТИПА ГЕКСАПОД

WORKING SPACE OF THE MECHANISM OF PARALLEL STRUCTURE OF HEXAPOD TYPE

Щелкунов Евгений Борисович – кандидат технических наук, доцент кафедры технологии машиностроения Комсомольского-на-Амуре государственного университета (Россия, Комсомольск-на-Амуре). E-mail: ktm@knastu.ru.

Mr. Yevgeny B. Shchelkunov – PhD in Engineering, Associate Professor, Mechanical Engineering Technology Department, Komsomolsk-on-Amur State University (Russia, Komsomolsk-on-Amur). E-mail: ktm@knastu.ru.

Виноградов Сергей Владимирович – кандидат технических наук, доцент кафедры технологии машиностроения Комсомольского-на-Амуре государственного университета (Россия, Комсомольск-на-Амуре). E-mail: sergwin72@rambler.ru.

Mr. Sergey V. Vinogradov – PhD in Engineering, Associate Professor, Mechanical Engineering Technology Department, Komsomolsk-on-Amur State University (Russia, Komsomolsk-on-Amur). E-mail: sergwin72@rambler.ru.

Щелкунова Марина Евгеньевна – кандидат технических наук, доцент кафедры математического обеспечения и применения ЭВМ Комсомольского-на-Амуре государственного университета (Россия, Комсомольск-на-Амуре). E-mail: kmopevm@knastu.ru.

Mrs. Marina Ye. Shchelkunova – PhD in Engineering, Associate Professor, Software and computer application Department, Komsomolsk-on-Amur State University (Russia, Komsomolsk-on-Amur). E-mail: kmopevm@knastu.ru.

Пронин Александр Иннокентьевич – кандидат технических наук, доцент кафедры технологии машиностроения Комсомольского-на-Амуре государственного университета (Россия, Комсомольск-на-Амуре). E-mail: mdsov@knastu.ru.

Mr. Alexander I. Pronin – PhD in Engineering, Associate Professor, Mechanical Engineering Technology Department, Komsomolsk-on-Amur State University (Russia, Komsomolsk-on-Amur). E-mail: mdsov@knastu.ru.

Мурыгин Тимофей Владимирович – студент кафедры технологии машиностроения Комсомольского-на-Амуре государственного университета (Россия, Комсомольск-на-Амуре).

Mr. Timophei V. Murygin – student of the Department of mechanical engineering of Komsomolsk-on-Amur state University (Russia, Komsomolsk-on-Amur).

Семенов Денис Олегович – студент кафедры технологии машиностроения Комсомольского-на-Амуре государственного университета (Россия, Комсомольск-на-Амуре).

Mr. Denis O. Semyonov – student of the Department of mechanical engineering of Komsomolsk-on-Amur state University (Russia, Komsomolsk-on-Amur).

Аннотация. Проектирование станка на базе механизмов параллельной структуры является трудоёмкой конструкторской задачей. Наиболее ответственной стадией его разработки является выбор компоновки механизма параллельной структуры, связанный с определением углов размещения шарниров приводных штанг, увязкой размеров элементов механизма и др. В работе представлены результаты исследования размеров рабочего пространства различных компоновок механизма параллельной структуры типа гексапод с размещением шарниров приводных штанг на основании и подвижной платформе, подчиняющихся условию симметрии вращения. Размеры рабочего пространства определялись расчётным путем в оригинальной программе проектирования механизмов параллельной структуры с помощью метода Якоби.

Summary. The design of the machine based on mechanisms of parallel structure is a labor-intensive design task. The most important stage of its development is the choice of the mechanism components of parallel structure, associated with the determination of the angles of the linkage joint placement of the drive bars, dimensions of mechanism elements, etc. The paper presents the results of investigating the dimensions of the working space of various arrangements of the parallel structures like hexapod when placing the linkage joints of the drive bars on the base and on the movable platform, subjected to the symmetry of rotation. The dimensions of the working space were determined by calculation in the specific program for designing the mechanisms of a parallel structure using the Jacobi method.

Ключевые слова: механизм параллельной структуры, гексапод, приводная штанга, шарнир, компоновка, объём рабочего пространства.

Key words: parallel structure mechanism, hexapod, drive bar, linkage joint, layout, volume of working space.

УДК 621.01

Введение

Металлообрабатывающие станки с параллельной кинематикой заняли достойное место в общем парке технологического оборудования. Основным элементом таких станков является механизм параллельной структуры (МПС).

Проектирование станка на базе МПС является трудоёмкой конструкторской задачей. Наиболее ответственной стадией его разработки является выбор компоновки МПС, связанный с определением углов размещения шарниров на основании и подвижной платформе, увязкой размеров элементов механизма и др. Правильный выбор компоновки МПС во многом определяет успех проекта в целом.

В работе [1] представлена классификация компоновок МПС, где в качестве классификационного признака выбрано расположение шарниров на основании и подвижной платформе. Классификация основана на разделении теоретически возможных компоновок МПС на три группы:

1) компоновки, в которых шарниры основания и подвижной платформы размещены так, чтобы выполнялось условие симметрии вращения как для подвижной платформы и основания в отдельности, так и для всей схемы в целом;

2) компоновки, в которых шарниры основания и платформы размещены так, чтобы выполнялось условие зеркальной симметрии (за исключением симметрии вращения) как для подвижной платформы и основания в отдельности, так и для всей схемы в целом;

3) компоновки, в которых размещение шарниров не подчиняется какому-либо порядку (асимметричные).

Наибольшее распространение в металлообрабатывающих станках получили компоновки первой группы. Согласно представленной классификации, компоновки этой группы разделяются на следующие типы: компоновки с равномерным, компоновки с ферменным, компоновки с попарно-параллельным, компоновки с симметричным размещением приводных штанг.

Каждая компоновка МПС имеет рабочее пространство определённой формы и объёма.

В работе приведены результаты исследования размеров рабочего пространства различных компоновок МПС с размещением шарниров приводных штанг на основании и подвижной платформе, подчиняющихся условию симметрии вращения.

Для исследования выбран МПС типа гексапод как наиболее часто применяемый в металлообрабатывающих станках. Наличие шести приводных штанг в механизме позволяет реализовать все перечисленные типы компоновок.

Методика исследования

Определение размеров рабочего пространства МПС типа гексапод различных компоновок осуществлялось расчётным путем с помощью метода Якоби [2; 3]. Расчёт выполнялся в программе [4; 5].

Для количественной оценки компоновок использовалось отношение объема технологического рабочего пространства V_T МПС типа гексапод к объему его геометрического рабочего пространства V_G . Применение данного параметра было обосновано в работах [3; 6]. Величина V_T/V_G указывает на долю, занимаемую технологическим рабочим пространством МПС в общем геометрическом.

На рис. 1 показано (условно) геометрическое 1 рабочее пространство МПС с вписанным в него технологическим 2 рабочим пространством; A , B , H – длина, ширина и высота технологического рабочего пространства.

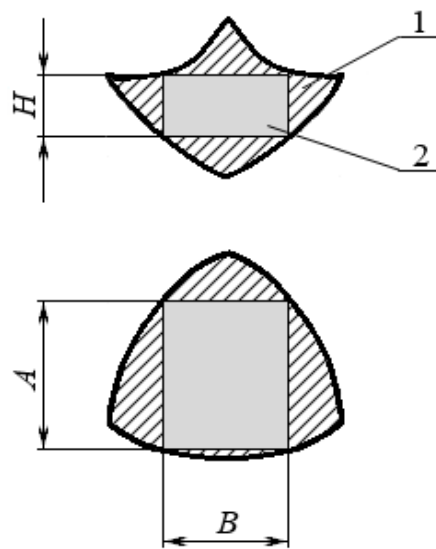


Рис. 1. Рабочие пространства МПС:
1 – геометрическое; 2 – технологическое

На рис. 2 показана расчётная схема механизма. Расчёт выполнялся при следующих исходных параметрах: $R = 270$ мм, $r = 90$ мм, $\alpha_1 = 20^\circ$, $r_{ш\circ} = 30$ мм, $r_{шп} = 10$ мм, $d_1 = 40$ мм, $d = 10$ мм, $e_1 = 10$ мм, $e = 5$ мм.

Технологическое рабочее пространство задано кубом с длиной стороны 630 мм, $V_T = 250047000$ мм³.

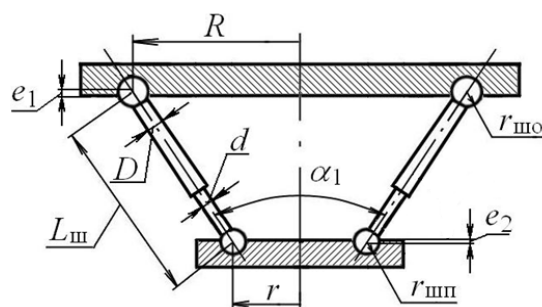


Рис. 2. Расчётная схема механизма:

R – радиус основания; r – радиус подвижной платформы; α_1 – начальный угол расхождения приводных штанг; $r_{ш\circ}$ – радиус шарниров на основании; $r_{шп}$ – радиус шарниров на подвижной платформе; e_1 – глубина установки шарниров на основании; e_2 – глубина установки шарниров на платформе; D – диаметры гильзы приводной штанги; d – диаметр штока приводной штанги; $L_{ш}$ – длина приводных штанг

Переменными параметрами являлись расстояния между шарнирами приводных штанг на основании L_o и подвижной платформе L_n (см. рис. 3), а также углы их размещения 1_o , 1_n и др., определяемые автоматически для каждой компоновки по заданному в программе алгоритму [1]. L_{o1} ; L_{o2} ; L_{o3} – расстояния между шарнирами на основании; L_{n1} , L_{n2} , L_{n3} – расстояния между шарнирами на подвижной платформе; 1, 2, 3, – углы размещения шарниров приводных штанг у равномерной компоновки; 1_o , 2_o – углы размещения шарниров приводных штанг на основании; 1_n , 2_n – углы размещения шарниров приводных штанг на подвижной платформе.

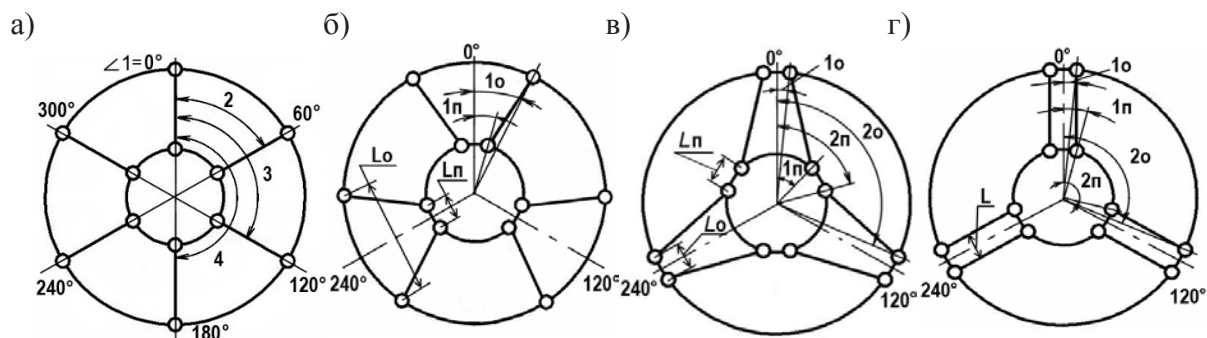


Рис. 3. Размещение шарниров на компоновках МПС типа гексапод:
 а – на равномерной; б – на симметричной; в – на ферменной;
 г – на попарно-параллельной

Изменение углов размещения шарниров приводных штанг ограничено минимально допустимым расстоянием между ними, исключающим столкновение шарниров и обеспечивающим их максимальную подвижность. Таким образом, расстояние между парными шарнирами приводных штанг должно быть больше диаметра шарнира. Исходя из сказанного, принято $L_{o\min} = 65$ мм и $L_{n\min} = 30$ мм.

В ходе расчёта для каждой из множества рассматриваемых компоновок МПС определялись минимальная и максимальная длины приводных штанг, необходимые для обеспечения требуемого размера технологического рабочего пространства, объём геометрического рабочего пространства, а также величина V_T/V_Γ .

Результаты исследования и их анализ

В табл. 1 представлены наименьшие и наибольшие значения объёма рабочего пространства, определённые для перечисленных типов компоновок МПС типа гексапод.

Таблица 1

Результаты расчёта параметров МПС

Компоновка	Параметры				$V_\Gamma, \text{мм}^3$	V_T/V_Γ		
	Основание		Платформа					
	$1_o, \text{град}$	$L_o, \text{мм}$	$1_n, \text{град}$	$L_n, \text{мм}$				
Равномерная	60,0	270	60,0	90	1020	1764	613979814	0,407
Симметричная 1	21,2	195	9,6	30	1020	1764	608587662	0,411
Симметричная 2	9,1	85	30,0	90	1020	1766	641451759	0,390
Ферменная 1	6,9	65	50,4	30	1020	1776	577290093	0,433
Ферменная 2	9,1	85	31,5	85	1020	1766	637147931	0,392
Попарно-параллельная 1	9,6	90	30,0	90	1020	1765	644057141	0,388
Попарно-параллельная 2	6,9	65	21,2	65	1020	1764	650883903	0,384

Данные, приведённые в табл. 1, показывают, что изменение углов размещения шарниров на основании и подвижной платформе приводит к изменению объёма геометрического рабочего пространства. Для различных компоновок МПС удлинение приводных штанг, обеспечивающее требуемый размер технологического рабочего пространства, не одинаково и составляет 744...756 мм.

Ферменной компоновке соответствуют компоновки с углами размещения шарниров в диапазоне $1_0 = 6,9^\circ$ и $1_п = 50,4^\circ$... $1_0 = 9,1^\circ$ и $1_п = 31,5^\circ$.

Среди компоновок данного типа наименьший объём геометрического рабочего пространства у компоновки с минимальным расстоянием между парными шарнирами на основании и подвижной платформе (ферменная 1). Этой компоновке соответствует наибольшее среди множества рассмотренных вариантов значение параметра V_T/V_G . Наибольший объём геометрического рабочего пространства у компоновки с максимальными расстояниями между парными шарнирами на основании и подвижной платформе (ферменная 2).

Компоновка ферменного типа имеет наибольший диапазон размеров геометрического рабочего пространства. Разница между объёмами геометрического рабочего пространства достигает 9 %.

Компоновка ферменная 1 для обеспечения заданных размеров технологического рабочего пространства требует большего удлинения приводных штанг, чем прочие компоновки, представленные в табл. 1.

Попарно-параллельной компоновке соответствуют компоновки с параллельным размещением парных штанг и углами размещения шарниров в диапазоне $1_0 = 9,6^\circ$ и $1_п = 30,0^\circ$... $1_0 = 6,9^\circ$ и $1_п = 21,2^\circ$.

Наименьший объём геометрического рабочего пространства среди компоновок с попарно-параллельным размещением приводных штанг имеет компоновка с максимальным расстоянием между парными шарнирами (попарно-параллельная 1). Наибольший объём рабочего пространства у компоновки с минимально возможным расстоянием между парными шарнирами (попарно-параллельная 2).

Среди компоновок, представленных в табл. 1, компоновки с попарно-параллельным размещением приводных штанг обладают наибольшим объёмом геометрического рабочего пространства и наименьшей разницей между объёмами геометрического рабочего пространства. Компоновкам с попарно-параллельным размещением приводных штанг соответствуют наименьшие значения параметра V_T/V_G .

Симметричной компоновке принадлежит наибольшее количество вариантов исполнения.

Наименьший объём геометрического рабочего пространства среди компоновок этого типа имеет компоновка с максимальным расстоянием между парными шарнирами на основании и минимальным расстоянием между парными шарнирами на подвижной платформе, то есть симметричная 1. Наибольший объём геометрического рабочего пространства имеет компоновка с минимальным расстоянием между парными шарнирами на основании и максимальным расстоянием между парными шарнирами на подвижной платформе (симметричная 2).

Равномерная компоновка характеризуется размещением приводных штанг с шагом 60° и потому имеет единственное исполнение.

Заключение

Размеры геометрического рабочего пространства МПС зависят от положения шарниров приводных штанг на основании и подвижной платформе.

Наименьший объём геометрического рабочего пространства имеет ферменная компоновка с минимальным расстоянием между парными шарнирами на основании и подвижной платформе. Этой компоновке соответствует наибольшее среди рассмотренных вариантов значение параметра V_T/V_G . Однако такая компоновка для обеспечения заданных размеров технологического рабочего пространства требует большего удлинения приводных штанг, чем другие.

Наибольший объём геометрического рабочего пространства имеет попарно-параллельная компоновка с минимально возможным расстоянием между парными шарнирами. Компоновкам



с попарно-параллельным размещением приводных штанг соответствуют наименьшие значения параметра V_T/V_G .

Наибольшая разница в объёмах геометрического рабочего пространства между указанными компоновками составляет около 13 %.

ЛИТЕРАТУРА

1. Щелкунов, Е. Б. Применение шаблонов вычислений при проектировании механизмов параллельной структуры / Е. Б. Щелкунов, С. В. Виноградов, А. И. Пронин, М. Е. Щелкунова // Сборка в машиностроении, приборостроении. – 2017. – № 9. – С. 427-431.
2. Янг, Д. Исследование кинематики манипуляторов платформенного типа / Д. Янг, Т. Ли // Конструирование. – 1984. – № 2. – С. 264-272.
3. Щелкунов, Е. Б. Параметр для оценки компоновочных решений металлообрабатывающих станков с параллельной кинематикой / Е. Б. Щелкунов, С. В. Виноградов, М. Е. Щелкунова, А. И. Пронин, В. В. Мыльников // Проблемы машиностроения и надёжности машин. – 2017. – № 5. – С. 36-41.
4. Щелкунов, Е. Б. Программа для проектирования механизмов параллельной структуры / Е. Б. Щелкунов, С. В. Виноградов, М. Е. Щелкунова, А. И. Пронин // Учёные записки Комсомольского-на-Амуре государственного технического университета. Науки о природе и технике. – 2015. – № IV-1(24). – С. 46-49.
5. Щелкунов, Е. Б. Автоматизация проектирования механизмов параллельной структуры со штангами переменной длины / Е. Б. Щелкунов, С. В. Виноградов, М. Е. Щелкунова, Д. Г. Посажеников // Технология машиностроения. – № 11. – 2015. – С. 51-55.
6. Щелкунов, Е. Б. Параметр для количественной оценки компоновочных решений металлообрабатывающих станков с параллельной кинематикой / Е. Б. Щелкунов, С. В. Виноградов, М. Е. Щелкунова, А. И. Пронин // Технология машиностроения. – № 3. – 2017. – С. 26-30.

МЕТАЛЛУРГИЯ И МАТЕРИАЛОВЕДЕНИЕ
METALLURGY AND MATERIALS

Ким В. А., Матарыкина А. С., Матарыкина С. С., Назаренко Л. О.
V. A. Kim, A. S. Matarykina, S. S. Matarykina, L. O. Nazarenko

ЛАЗЕРНОЕ УПРОЧНЕНИЕ УГЛЕРОДИСТОЙ СТАЛИ У10

LASER HARDENING OF CARBON STEEL U10

Ким Владимир Алексеевич – доктор технических наук, профессор кафедры материаловедения и технологии новых материалов Комсомольского-на-Амуре государственного университета (Россия, Комсомольск-на-Амуре). E-mail: kmtnm@knastu.ru.

Mr. Vladimir A. Kim – Dr. hab. of Engineering. Professor, Materials and New Materials Technology Department. Komsomolsk-on-Amur State University (Russia, Komsomolsk-on-Amur). E-mail: kmtnm@knastu.ru.

Матарыкина Анжелика Сергеевна – студентка кафедры материаловедения и технологии материалов направления «материаловедение и технология материалов» Комсомольского-на-Амуре государственного университета (Россия, Комсомольск-на-Амуре). E-mail: matarykina.as@mail.ru.

Ms. Angelika S. Matarykina – student, Materials and New Materials Technology Department. Komsomolsk-on-Amur State University (Russia, Komsomolsk-on-Amur). E-mail: matarykina.as@mail.ru.

Матарыкина Снежана Сергеевна – студентка кафедры материаловедения и технологии материалов направления «материаловедение и технология материалов» Комсомольского-на-Амуре государственного университета (Россия, Комсомольск-на-Амуре). E-mail: matarykina.ss@mail.ru.

Ms. Snezhana S. Matarykina – student, Materials and New Materials Technology Department. Komsomolsk-on-Amur State University (Russia, Komsomolsk-on-Amur). E-mail: matarykina.ss@mail.ru.

Назаренко Любовь Олеговна – студентка кафедры материаловедения и технологии материалов направления «материаловедение и технология материалов» Комсомольского-на-Амуре государственного университета (Россия, Комсомольск-на-Амуре). E-mail: nazarenko.lo@mai.ru.

Ms. Lubov O. Nazarenko – student Materials and New Materials Technology Department. Komsomolsk-on-Amur State University (Russia, Komsomolsk-on-Amur). E-mail: nazarenko.lo@mai.ru.

Аннотация. Лазерное упрочнение углеродистой стали У10 повышает микротвёрдость поверхностей более чем в два раза. Упрочнение связано с образованием наноструктур и может быть количественно описано плотностью границ зёрен. Полученные результаты могут быть использованы для оптимизации режимов лазерной обработки режущих и деформирующих инструментов.

Summary. Laser hardening of carbon steel U10 increases the micro hardness of surfaces twice a large. Hardening is connected with formation of nanostructures, and density of borders of grains can be quantitatively described. The received results can be used for optimization of the modes of laser processing of the cutting and deforming tools.

Ключевые слова: инструментальная сталь, лазерная обработка, упрочнение, структура, микротвёрдость, закалка.

Key words: tool steel, laser processing, hardening, structure, micro hardness, training.

УДК 621.9.026

Введение

Лазерные технологии базируются на взаимодействии высококонцентрированного электромагнитного излучения с материалами и используются для создания неравновесных поверхностных структур, обладающих уникальными физико-механическими свойствами. Технологии лазерного упрочнения повышают поверхностную твёрдость и износостойкость, характеризуются простотой транспортировки лазерного луча в зону воздействия и возможностью автоматизации и механизации этого процесса.



Инструменты и оснастка для обработки металлов давлением работают в экстремальных трибологических условиях и подвержены разрушению и изнашиванию рабочих поверхностей, поэтому повышение их износостойкости является актуальной проблемой современного машиностроения. Лазерное упрочнение является эффективной технологией повышения эксплуатационной надёжности металлорежущего и штампового инструмента и находит широкое практическое применение [5; 7; 8]. Тем не менее, многие вопросы, связанные с формированием неравновесных структур под действием концентрированных потоков энергии, остаются нерешёнными. Это связано, в первую очередь, с тем, что механизмы образования и развития неравновесных структур плохо поддаются строгому математическому описанию из-за ограниченного числа количественных показателей, отображающих структурную организацию материала, и многофакторностью процесса.

В статье приведены результаты исследований по формированию поверхностных структур при лазерном упрочнении с использованием количественных показателей структурной организации материала, полученных методами компьютерной металлографии, и разработка рекомендаций по оптимизации режимов обработки.

Методика исследования

Исследования выполнялись по заказу Федерального казённого предприятия «Амурский патронный завод “Вымпел”», в котором изготовление продукции осуществляется на роторных автоматических линиях по обработке металлов давлением. Штамповые инструменты и оснастка изготавливаются, главным образом, из углеродистых инструментальных сталей. В качестве исследуемых образцов использовались цилиндрические пуансоны диаметром 12,0 мм из углеродистой инструментальной стали У10 с электролитическим хромовым покрытием толщиной 2...5 мкм.

Лазерная обработка осуществлялась технологическим лазерным оборудованием RLS-300 импульсным инфракрасным излучением с длиной волны $\lambda = 1,06$ мкм. Обработанная поверхность представляла дорожку из пятен лазерного воздействия круглой формы с коэффициентом перекрытия 0,75. Удельная энергия (E) и плотность мощности (B) падающего излучения вычислялись по формуле

$$E = \frac{4W}{\pi d^2}, \quad B = \frac{E}{\tau_u},$$

где W – энергия единичного лазерного импульса; d – диаметр пятна лазерного воздействия; τ_u – длительность импульса.

Значения режимов лазерной обработки приведены в табл. 1.

Таблица 1
Режимы лазерной обработки

W , Дж	d , м	τ_u , с	$E \cdot 10^6$ Дж/м ²	$B \cdot 10^9$ Вт/м ²
8,1	0,0020	0,0025	2,58	1,03
10,0	0,0020	0,0025	3,18	1,27
13,0	0,0020	0,0025	4,14	1,66
16,0	0,0020	0,0025	5,10	2,04
18,0	0,0020	0,0025	5,73	2,29
14,0	0,0011	0,0020	14,74	7,37
11,0	0,0011	0,0015	11,58	7,72
6,7	0,0011	0,0010	7,05	7,05
10,0	0,0011	0,0020	10,53	5,26
7,3	0,0011	0,0015	7,68	5,12
4,3	0,0011	0,0010	4,52	4,53

Выбранные режимы лазерного излучения обеспечивали широкий диапазон варьирования плотности теплового потока, который охватывал структурные изменения в твёрдофазной и жидкофазной областях.

Металлографические шлифы изготавливались по традиционной методике на автоматическом станке AutoMet 250. Травление осуществлялось 4,0%-ным раствором азотной кислоты в спирте. Микроструктура фиксировалась с помощью металлографического микроскопа Nikon MA 200 при 1000- и 1500-кратном увеличении, а обработка изображений осуществлялась программой Image.Pro.Plus.5.1. Для этого цифровое изображение микроструктуры подвергалось предварительной обработке, включающей повышение контрастности, снятие контрастной маски, выделение границ зёрен и других микроструктурных объектов с помощью фильтра Лапласа и калибровки изображения. Затем определялись периметр (P_i) и площадь (F_i) каждого микроструктурного объекта, по которым рассчитывалась плотность границ по формуле

$$q_i = \frac{P_i}{F_i}.$$

По совокупности полученных значений плотности границ (q_i) строились кривые распределения и вычислялись их статистические показатели. На одном изображении микроструктуры выявлялись до 2000 объектов.

Микротвёрдость определялась с помощью микротвердомера НМВ-2.

Результаты исследования и их анализ

Микроструктура инструментальной углеродистой стали У10 в исходном состоянии представляет механическую смесь из мартенситно-трооститной матрицы высокоуглеродистой стали и глобулярных карбидов. Высокая твёрдость, прочность и термическая устойчивость материала обеспечивается мартенситно-трооститной фазой и дисперсными карбидными частицами.

При лазерном упрочнении стали У10 в режиме оплавления на микроструктуре чётко выявляются слои, сформированные в разных температурно-скоростных и градиентных условиях (см. рис. 1).

Самый нижний слой представляет исходную структуру материала, выше которой располагается зона термического влияния (ЗТВ). Структурные изменения в ЗТВ реализуются в твёрдофазной области и в зависимости от температурных условий могут протекать по алгоритму закалки, отпуска или отжига. В ЗТВ можно выделить чёткую границу, разделённую изотермой полиморфных $\alpha - \gamma$ превращений. Высокая скорость нагрева при импульсном лазерном воздействии не позволяет в полной мере реализоваться превращению мартенсита в аустенит, а высокая скорость охлаждения – переходу аустенита в мартенсит. В результате микроструктура, сформированная в режиме твёрдофазной лазерной закалки, включает исходный мартенсит и троостит, остаточный аустенит и вновь образованный мартенсит из аустенитной фазы. Образованная мартенситная фаза имеет более чётко выраженные двойниковые границы.

Выше ЗТВ располагается область, образованная из жидкофазного состояния оплавленного металла. Характер структурной организации этой области позволяет выделить два слоя, отличающиеся кинетикой процесса кристаллизации. Слой, примыкающий к ЗТВ, формируется при высоких скоростях охлаждения и градиентах температур. Кинетика кристаллизации в этом случае характеризуется высокой скоростью образования центров кристаллизации и относительно низкой скоростью роста кристаллов. В результате образуется дендритная структура, состоящая из мартенсита закалки, которая на изображениях проявляется в виде игольчатых образований высокой плотности, ориентированных вдоль градиента температур. Назовём этот слой структурой жидкофазной закалки первого типа (СЖФЗ-1).

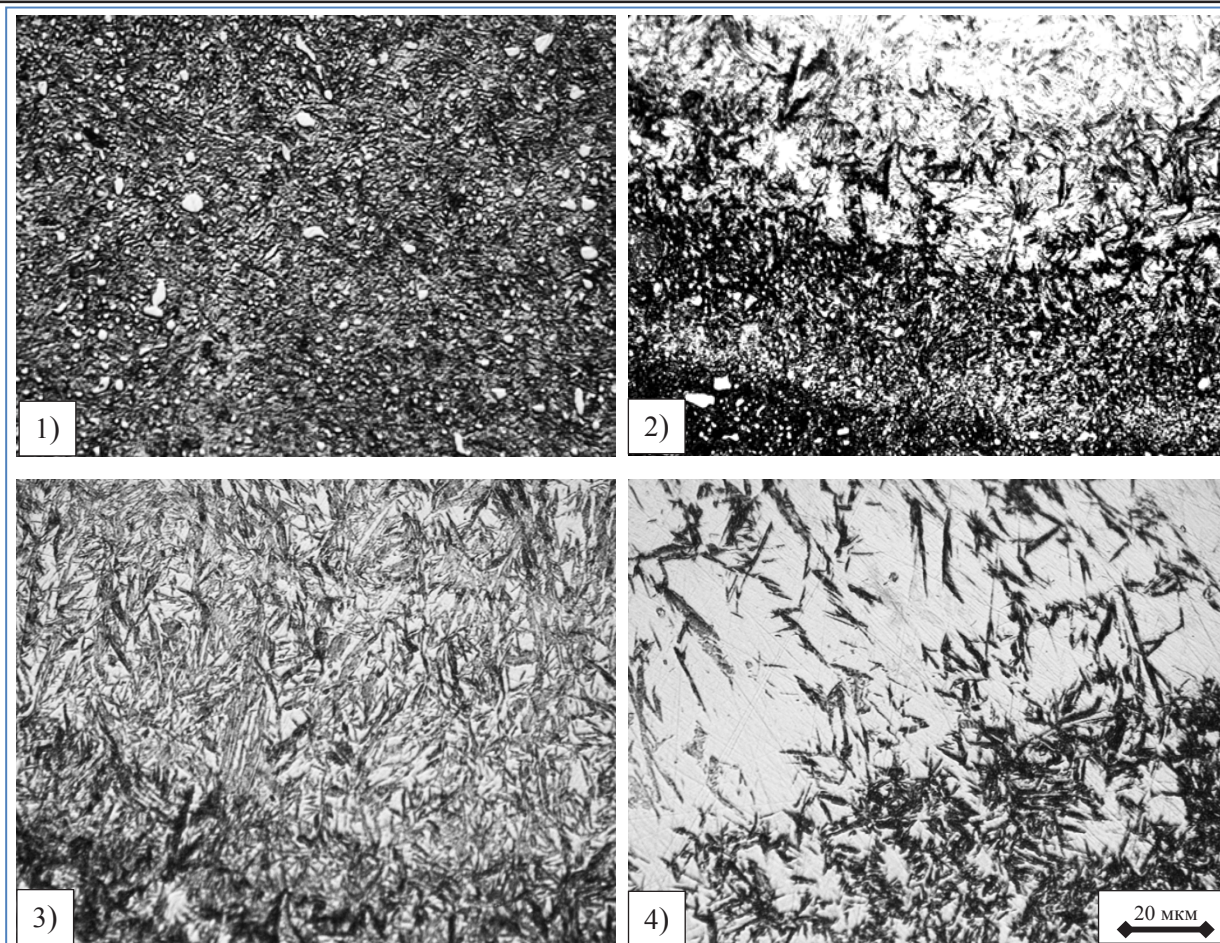


Рис. 1. Микроструктура У10: 1 – в исходном состоянии и после лазерной обработки; 2 – в зоне термического влияния; 3, 4 – в зоне жидкофазной закалки

Выше слоя жидкофазной закалки первого типа располагается структура, также образованная из расплава, но в этом случае процесс кристаллизации происходит на фоне меньших скоростей охлаждения и более низких градиентов температур. Кроме того, время нахождения этого слоя при относительно высоких температурах выше, чем в нижележащих слоях. Кинетика формирования микроструктуры в этом слое характеризуется относительно низкими скоростями образования центров кристаллизации и более высокими скоростями роста кристаллитов. На изображениях микроструктур этот слой отличается более крупными дендритами мартенсита, также ориентированными вдоль градиента температур. Более длительное нахождение жидкой фазы при высоких температурах приводит к однородному распределению химических элементов, поэтому при кристаллизации образуется меньше активных микрогальванических пар и происходит более слабое травление микроструктуры. Назовём этот слой структурой жидкофазной закалки второго типа (СЖФЗ-II).

На рис. 2 показано распределение микротвёрдости в поверхностном слое, упрочнённом лазерной обработкой на некоторых режимах. Видно, что повышение микротвёрдости в среднем составило более чем в два раза. Так, микротвёрдость исходной структуры составляла порядка $HV = 6000$ МПа, а после лазерной обработки – более 12000 МПа. Распределение микротвёрдости по глубине характеризуется участком, примыкающим к поверхности, в пределах которой микротвёрдость достигает максимальной величины, затем она плавно снижается до исходного значения. Глубина упрочнённого слоя с повышением плотности теплового потока возрастает.

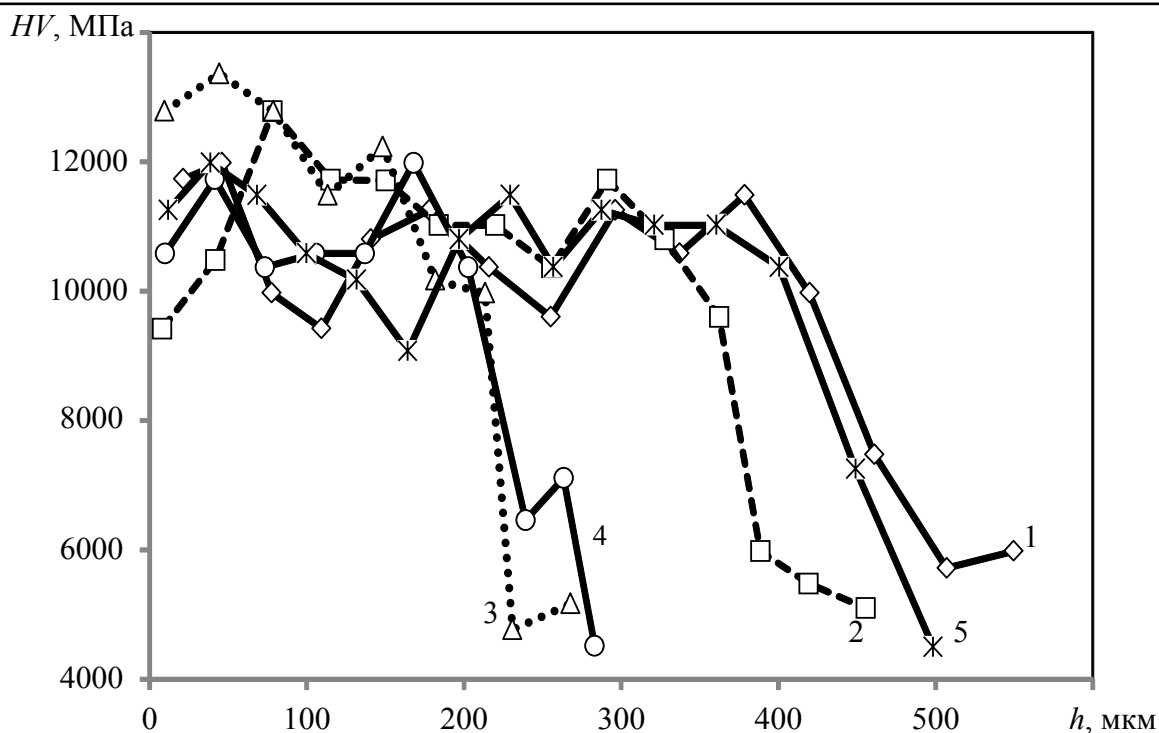


Рис. 2. Распределение микротвёрдости по глубине упрочнённого слоя:
 1 – $B = 7,37 \cdot 10^9$ Вт/м²; 2 – $7,72 \cdot 10^9$ Вт/м²; 3 – $7,05 \cdot 10^9$ Вт/м²;
 4 – $5,26 \cdot 10^9$ Вт/м²; 5 – $7,12 \cdot 10^9$ Вт/м²

На рис. 3 показано влияние плотности теплового потока лазерного воздействия на микротвёрдость упрочнённого слоя. Зависимость носит экстремальный характер, максимум которой располагается в диапазоне $B = (5...7) \cdot 10^9$ Вт/м².

Наличие максимума достаточно полно объясняется теорией лазерного упрочнения и связано с двумя конкурирующими процессами, определяющими развитие дефектов кристаллического строения при тепловом импульсном воздействии.

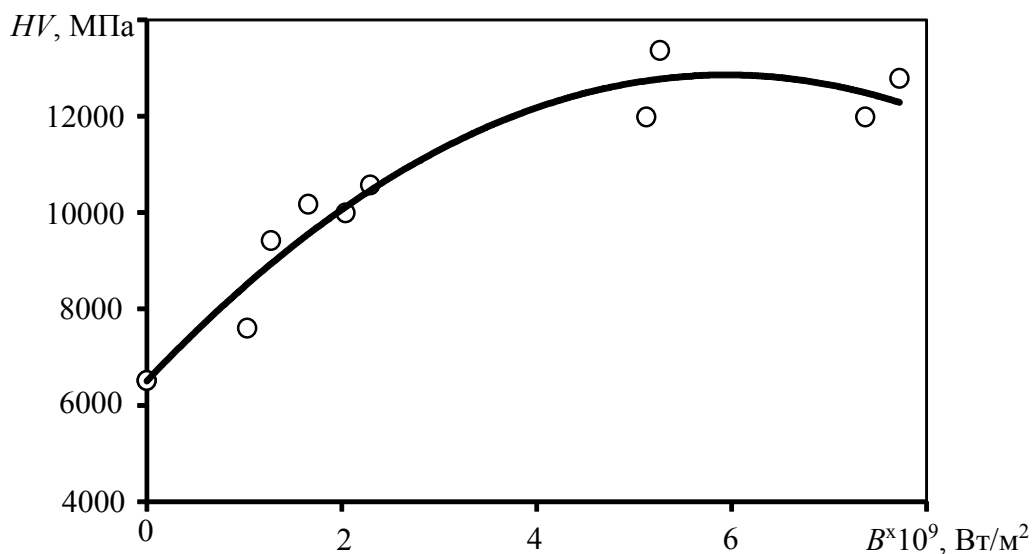


Рис. 3. Влияние плотности теплового потока на микротвёрдость упрочнённого поверхностного слоя

С одной стороны, с увеличением плотности теплового потока лазерного воздействия повышается активность источников генерации дефектов, вызывающих упрочнение материала. С другой стороны, повышается температура и длительность нахождения материала при этой температуре, приводящая к снижению плотности дефектов кристаллического строения, процессам отпуска и отжига упрочнённых сталей и сплавов [3].

Структурные превращения термического характера протекают на фоне активных массовых диффузионных потоков, химических реакций, инициированных электромагнитным воздействием, и ударных волн, вызванных тепловым выбросом материала, которые автономно влияют на развитие упрочнения. Структуры с высокой микротвёрдостью обладают повышенной износостойкостью и контактной прочностью. В общем случае условия формирования микроструктур с высокой микротвёрдостью можно использовать для оптимизации режимов лазерной обработки, повышения эксплуатационных свойств поверхностей деталей машин, режущих и деформирующих инструментов.

На рис. 4 приведено распределение плотности границ микроструктурных объектов исходной и упрочнённых микроструктур. Плотность границ (q) представляет отношение периметра к площади, при этом с уменьшением размера микроструктурного объекта величина q возрастает. Плотность границ является отображением кривизны границы и коэффициента концентрации напряжений микромасштабного уровня [1; 4]. Участок кривых распределений в начальной левой области включает малые микроструктурные объекты, а в правой – крупные. Диапазон изменения кривой распределения характеризует неоднородность распределения.

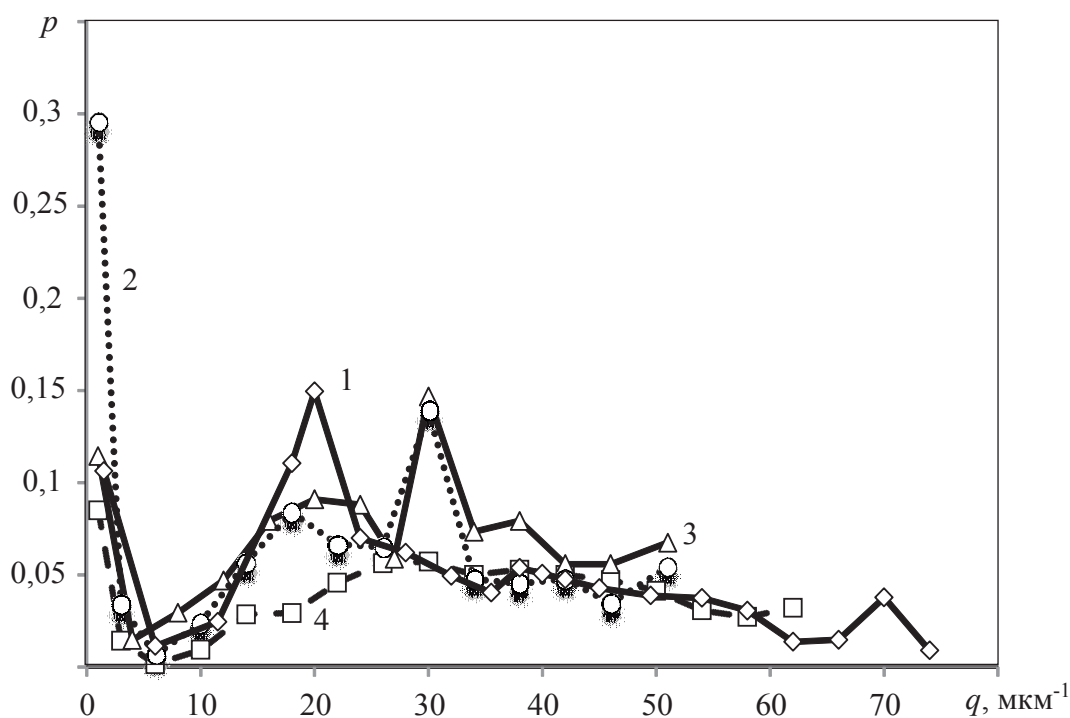


Рис. 4. Распределение плотности границ зёрен в различных микроструктурах, образованных при лазерном упрочнении стали У10:
1 – исходная структура; 2 – зона термического влияния;
3 – структура жидкофазной закалки первого типа;
4 – структура жидкофазной закалки второго типа

Анализ кривых распределения показывает, что кривые распределения плотности границ исходной закалённой структуры имеют сложный характер. В области малых значений q носит резко падающий вид, далее следует чётко выраженное бимодальное распределение, указывая

на наличие в структурной организации материала двух независимых статистически распределённых составляющих [6]. Такими структурными компонентами являются глобулярные карбиды и закалённая мартенситно-трооститная матрица. Первый максимум в области малых значений q относится к карбидам, а второй максимум в области больших размеров – к закалённым структурам.

Наличие начального падающего участка кривой распределения является результатом особого травления границ, связанных с её структурной организацией. Образование разрывов границ не разделяет смежные зёрна, и они воспринимаются как одно целое крупное мезоструктурное образование. В этот диапазон распределения попадают также крупные структуры остаточного аустенита и скопления микрообъектов, которые по разным причинам не были подвержены травлению.

Микроструктура зоны термического влияния сохраняет падающий начальный участок и бимодальный диапазон. Максимальное значение частоты плотности границ и интенсивность её изменения в области начального участка достигает больших величин, а первый бимодальный максимум снижается по сравнению с исходной структурой. Изменение характера распределения плотности границ связано с укрупнением зёрен в результате процессов отжига и отпуска, образованием крупных кластеров остаточного аустенита и растворением карбидов. При этом мелкие карбиды преобразуются в точечные, а крупные карбиды – в мелкие, и это приводит к перераспределению микроструктурных объектов между первым и вторым бимодальными максимумами.

Микроструктуры, сформированные в режиме жидкофазной закалки, характеризуются начальным падающим участком и одномодальным законом распределения.

На основании полученных гистограмм распределения плотностей границ были рассчитаны статистические показатели, такие как математическое ожидание и среднеквадратичное отклонение, значения которых представлены в табл. 2.

Таблица 2

Статистические показатели распределения плотности границ микроструктурных объектов

Тип микроструктуры	Среднее значение A_{cp} , 1/мкм	Среднеквадратичное отклонение S , 1/мкм
Исходная	191	817
ЗТВ	168	592
СЖФЗ-I	57	389
СЖФЗ-II	29	102

Расчёты показывают, что наибольшей структурной неоднородностью характеризуется исходная закалённая структура быстрорежущей стали, имеющая более развитые границы разделов. Затем структурная однородность повышается при формировании микроструктуры в зоне термического влияния и жидкофазной закалки. Установленная связь между степенью упрочнения и плотностью границ указывает, что доминирующим механизмом торможения скользящих дислокаций являются не границы зёрен и раздела фаз, а субзёрненные структуры, связанные с нарушением упорядоченного кристаллографического строения. Все эти механизмы можно объединить общим понятием «наноструктурирование», характерным для процессов обработки материалов концентрированными потоками энергии [2].

Заключение

1. Лазерная обработка является эффективным методом упрочнения углеродистых инструментальных сталей У10, повышающих микротвёрдость более чем в два раза.

2. Характер структурных изменений при лазерном упрочнении можно количественно описать плотностью границ зёрен и других микроструктурных составляющих, а также оценить степень их структурной неоднородности.

3. Упрочнение углеродистой инструментальной стали У10 реализуется за счёт наноструктурирования, инициированного концентрированным потоком энергии.



4. Полученные зависимости между микротвёрдостью поверхностного слоя и энергетикой лазерного излучения могут быть использованы для оптимизации режимов упрочнения режущего и деформирующего инструментов для повышения их эксплуатационных свойств.

ЛИТЕРАТУРА

1. Поверхностные слои и внутренние границы раздела в гетерогенных материалах: моногр. / Р. Р. Балахов, А. В. Болеста, М. П. Бондарь [и др.]; под ред. В. Е. Панина. – Новосибирск: Изд-во СО РАН, 2006. – 520 с.
2. Поверхностная упрочняющая обработка с применением концентрированных потоков энергии: моногр. / А. В. Белый, Е. М. Макушок, И. Л. Соболев, Г. Д. Карпенко. – М.: Наука и техника, 1990. – 78 с.
3. Григорьянц, А. Г. Лазерная техника и технология. Методы поверхностной лазерной обработки: учеб. пособие / А. Г. Григорьянц, А. И. Сафонов. – М.: Высш. шк., 1987. – 191 с.
4. Ким, В. А. Количественные показатели структурной организации поликристаллических материалов / В. А. Ким, И. В. Белова, С. В. Золотарева // Заводская лаборатория. Диагностика материалов. – 2014. – Т. 80. – № 4. – С. 43-46.
5. Ким, В. А. Упрочнение коррозионно-стойкой стали 12Х18Н10Т лазерной цементацией / В. А. Ким, Н. Л. Катунцева // Упрочняющие технологии и покрытия. – 2016. – № 9. – С. 3-8.
6. Кобзарь, А. И. Прикладная математическая статистика. Для инженеров и научных работников. / А. И. Кобзарь. – М.: Изд-во Физмалит, 2006. – 816 с.
7. Взаимодействие лазерного излучения с металлами / А. М. Прохоров, В. И. Конов, И. Урсу, И. Н. Михэилеску. – М.: Наука, 1988. – 537 с.
8. Рыкалин, Н. Н. Лазерная обработка материалов / Н. Н. Рыкалин, А. А. Углов, А. Н. Кокора. – М.: Машиностроение, 1975. – 296 с.

Астафьева Н. А., Николаева Е. П.
N. A. Astafeva., E. P. Nikolaeva

ГЕРМЕТИЗАЦИЯ КОРПУСОВ ЭЛЕКТРОННЫХ МОДУЛЕЙ

SEALING OF ELECTRONIC MODULE PACKAGES

Астафьева Наталья Анатольевна – кандидат технических наук, доцент кафедры машиностроительных технологий и материалов Иркутского национального исследовательского технического университета (Россия, Иркутск). E-mail: anstella@mail.ru.

Ms. Natalia A. Astafeva – PhD in Engineering, Associate Professor, Department of Mechanical Engineering Technologies and Materials, Irkutsk National Research Technical University (Russia, Irkutsk). E-mail: anstella@mail.ru.

Николаева Елена Павловна – кандидат технических наук, доцент кафедры машиностроительных технологий и материалов Иркутского национального исследовательского технического университета (Россия, Иркутск). E-mail: nicelen@mail.ru.

Ms. Elena P. Nikolaeva – PhD in Engineering, Associate Professor, Department of Mechanical Engineering Technologies and Materials, Irkutsk National Research Technical University (Russia, Irkutsk). E-mail: nicelen@mail.ru.

Аннотация. В статье приведены результаты исследования сварных соединений из сплава Fe-29 %Ni-18 % Co – ковара. Сварка проводилась с целью получения герметичного соединения. Сложность осуществления сварки обусловлена миниатюрными размерами самой детали. Поэтому был выбран вариант создания герметичного сварного шва с помощью лазера. Высококонцентрированный поток энергии создавался твердотельным лазером. Проведённые эксперименты показали эффективность использования импульсной лазерной сварки. Расчётным методом были определены основные характеристики лазерного излучения, приводящие к существенному изменению температуры зоны нагрева. Выявлены параметры лазерной сварки, которые влияют на режим сварки и формирование качественных сварных швов. Так как конечной целью является герметичность детали, то качество сварных швов определяется глубиной провара, размерами зоны термического влияния, перекрытием сварных точек, отсутствием трещин и газовых пустот. Методом оптической металлографии исследована структура полученных сварных соединений. Экспериментально определено влияние режима и условий сварки на формирование структуры шва, зоны термического влияния и наличие дефектов в сварных соединениях.

Summary. The article deals with the results of a study of Kovar (Fe-29 % Ni-18 % Co) welded joints. The welding was carried out in order to obtain a sealed joint. The difficulty of welding is due to the miniature size of the workpiece itself; therefore, to create a seal weld we chose the laser seam sealing. High-concentrated flow of energy has been made with a solid-state laser. The experiments showed the effectiveness of pulsed laser welding use. The main characteristics of laser radiation, resulting in a significant change in the temperature of the heating zone were determined by a computational method. The parameters of laser welding, which affect the welding conditions and formation of quality weld seams were revealed. Seeing the ultimate goal is the depth of penetration, size of heat-affected zone, weld spots overlapping and crack-free and gas voidless, determines the sealing capability of the part, the quality of the weld seams. The structure of the obtained welded joints was investigated by optical metallography. It was experimentally determined the impact of the mode and welding conditions for weld seam structure and heat affected-zone formation and defects in welded joints.

Ключевые слова: лазерная сварка, микроструктура, сварное соединение, ковар.

Key words: laser welding, microstructure, welded joint, kovar.

УДК 621.791.01

Введение

Корпуса различных электронных модулей используются в устройствах систем связи и передачи данных [3]. Эксплуатация подобных изделий осуществляется в жёстких условиях: при воздействии ударов, постоянных ускорений, вибраций в широком диапазоне частот (от десятков мегагерц до сотен гигагерц), значительного изменения окружающей температуры, изменения влажности и атмосферного давления. Проблема герметизации корпусов высокочастотных (ВЧ) и сверхвысокочастотных (СВЧ) устройств является актуальной и требует решений, которые позволили бы получить высококачественный продукт, конкурирующий с изделиями мировых производителей, таких как Китай, Германия, Япония, США.

Для герметизации корпусов применяют различные способы соединения элементов: используется пайка припоями на основе серебра, пайка особо низкотемпературными индиевыми припоями, контактная шовная сварка. Существует ряд проблем, возникающих в процессе изготовления корпусов. В частности, при пайке происходит значительный нагрев основания корпуса, что обуславливает необходимость применения флюса, попадание частиц припоя в рабочую полость, нарушение работы и высокий уровень брака [1]. Контактная шовная сварка требует изменения конструктивной формы изделия, а, главное, данная технология и оборудование не являются отечественными.

Заменить низкотемпературную пайку и контактную сварку при сборке и герметизации различных изделий приборостроения и радиоэлектроники можно с применением высококонцентрированных источников, одним из которых является лазерное излучение. Наиболее успешно для таких изделий применяется импульсное излучение твердотельных лазеров благодаря хорошему сочетанию энергетических, временных и пространственных характеристик [6; 7].

Определение параметров лазерного излучения

Качество сварных соединений при лазерной сварке зависит от выбранных параметров режима и их соотношения, характеристик свариваемого материала, а также ряда других факторов. Соотношение параметров сварки и нарушение стабильности процесса лазерной сварки приводит к изменению глубины проплавления, сильному испарению и выплеску материала при сварке, и, как следствие, к образованию дефектов шва и низкому качеству сварного соединения.

Основную причину нестабильного режима лазерной сварки связывают с колебаниями температуры поверхности свариваемых материалов (T). Повышение этой температуры выше температуры кипения (T_k) вызывает сильный перегрев сварочной ванны, а снижение температуры менее T_k вызывает уменьшение глубины проплавления.

Определить возможные источники колебания температуры поверхности можно по уравнению следующего вида [4]:

$$T = 2E_{л} (1 - R) \sqrt{\frac{a}{\sqrt{\pi^3 \tau k r_0^2}}}, \quad (1)$$

где $E_{л}$ – энергия излучения, Дж; R – коэффициент отражения металла в зоне воздействия лазерного излучения; a – температуропроводность металла; τ – длительность воздействия излучения; излучение лазеров; r_0 – радиус сплошного кругового пятна, сформированного в зоне обработки материала; πr_0^2 – площадь облучения материала, m^2 .

Температуропроводность связывается с другими теплофизическими характеристиками твёрдого тела соотношением $a = k/(pc)$, где k – теплопроводность; p – плотность; c – удельная теплоёмкость материала.

Уравнение (1) описывает связь максимальной температуры нагрева материала равномерно распределённым источником теплоты с параметрами лазерного излучения и оптико-физическими характеристиками материала.

Изменение максимальной температуры (ΔT) вследствие флуктуации параметров E_n , r_0 , a , k и R может быть описано уравнением (1), представленным в следующем виде:

$$\Delta T = \left| \frac{\partial T}{\partial E_n} \right| \Delta E + \left| \frac{\partial T}{\partial r_0} \right| \Delta r_0 + \left| \frac{\partial T}{\partial \tau} \right| \Delta \tau + \left| \frac{\partial T}{\partial A} \right| \Delta A + \left| \frac{\partial T}{\partial k} \right| \Delta k + \left| \frac{\partial T}{\partial a} \right| \Delta a, \quad (2)$$

где $A = 1 - R$ – коэффициент поглощения лазерного излучения в процессе сварки.

Тогда частные производные от температуры по соответствующему параметру будут иметь следующий вид:

$$\begin{aligned} \frac{\partial T}{\partial E_n} &= 2A \sqrt{\frac{a}{\sqrt{\pi^3 \tau k r_0^2}}}, \\ \frac{\partial T}{\partial r_0} &= -4AE_n \sqrt{\frac{a}{\sqrt{\pi^3 \tau k r_0^3}}}, \\ \frac{\partial T}{\partial \tau} &= -AE_n \sqrt{\frac{a}{\sqrt{\pi^3 \tau^8 k r_0^2}}}, \\ \frac{\partial T}{\partial A} &= 2E_n \sqrt{\frac{a}{\sqrt{\pi^3 \tau^3 k r_0^2}}}, \\ \frac{\partial T}{\partial k} &= -2AE_n \sqrt{\frac{a}{\sqrt{\pi^3 \tau^2 k r_0^2}}}, \\ \frac{\partial T}{\partial a} &= \frac{AE_n}{\sqrt{\pi^3 \tau a r_0^2}}. \end{aligned} \quad (3)$$

С целью определения параметров лазерного излучения для сварки ковара 29НК был произведён числовой расчёт с использованием следующих теплофизических характеристик сплава: $a = 0,046 \text{ см}^2/\text{с}$; $k = 0,19 \text{ Вт}/\text{см} \cdot \text{°C}$; $A = 0,25$; $T = T_k = 2870 \text{ °C}$. Учитывались параметры лазерного излучения: $E_n = 5 \text{ Дж}$; $\tau = 5 \text{ мс}$; $r_0 = 5 \cdot 10^{-2} \text{ см}$.

Получены следующие результаты: $\partial T / \partial E_n \approx 570 \text{ °C} / \text{Дж}$; $\partial T / \partial r_0 \approx 115000 \text{ °C} / \text{мс}$; $\partial T / \partial \tau \approx -280 \text{ °C} / \text{мс}$; $\partial T / \partial A \approx -14000 \text{ °C} \cdot \text{см} / \text{Вт}$; $\partial T / \partial a \approx 5800 \text{ °C} \cdot \text{с} / \text{см}^2$.

Расчёты показывают, что наибольшее влияние на режим сварки оказывают колебания параметров радиуса сплошного кругового пятна, сформированного в зоне обработки материала, и коэффициента отражения металла в зоне воздействия лазерного излучения, приводящие к существенному изменению температуры. При изменении на 10 % параметров R , r_0 , E_n , k , τ и a изменения температуры соответственно составляют: $\Delta T_R \approx 900 \text{ °C}$; $\Delta T_{r_0} \approx 560 \text{ °C}$; $\Delta T_{E_n} \approx 280 \text{ °C}$; $\Delta T_\tau \approx 135 \text{ °C}$; $\Delta T_k \approx 280 \text{ °C}$; $\Delta T_a \approx 30 \text{ °C}$.

На качество сварных соединений влияние оказывает скорость сварки. При импульсном режиме непрерывной сварки шов образуется за счёт наложения сварных точек с их перекрытием. Скорость сварки определяется диаметром сварных точек, коэффициентом их перекрытия и частотой следования импульсов:

$$V_{\text{св}} = df(1 - k). \quad (4)$$

В связи с этим обстоятельством менять скорость сварки можно, изменяя диаметр пятна, что ограничивается возможностями установки и конструктивными особенностями соединения, либо за счёт вытягивания светового пятна.

Таким образом, основными управляемыми параметрами процесса сварки являются энергия импульса, длительность воздействия импульса, диаметр сфокусированного луча, положение фокального пятна относительно свариваемой поверхности и скорость сварки.

Материалы и методы исследований

Для исследований изготовлены образцы малых ВЧ-корпусов, которые используются для герметизации микросхем и плат. Конструкция и геометрические параметры корпуса представлены на рис. 1.

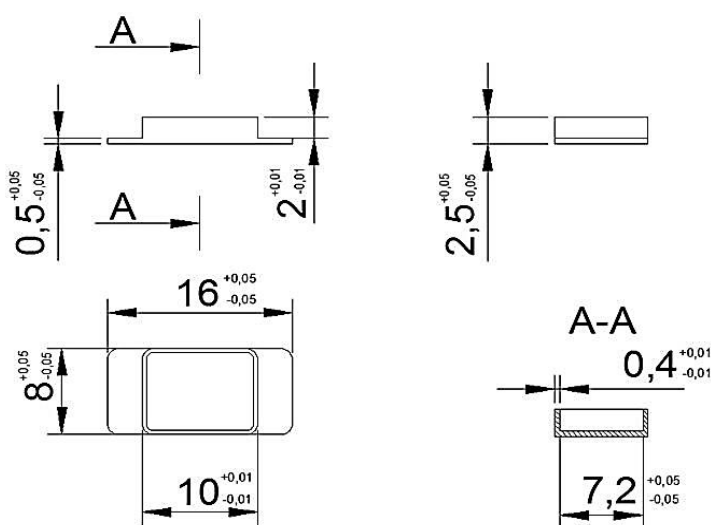


Рис. 1. Геометрические параметры корпуса

Основные элементы – корпус и крышка. Толщина стенки крышки составляет 0,2 мм. Корпус и крышка изготовлены из ферромагнитного сплава 29НК. Сплав содержит 51,14...54,5 % Fe, 28,5...29,5 % Ni, 17...18 % Co, до 0,4 % Mn, до 0,3 % Si, до 0,2 % Al и Cu, до 0,1 % Cr и Ti, до 0,03 % C, до 0,015 % S и P [2]. Основные свойства сплава при комнатной температуре представлены в табл. 1.

Таблица 1

Свойства сплава 29НК

Температурный коэффициент линейного расширения ТКЛР, $10^{-6} \text{ } ^\circ\text{C}^{-1}$	Интервал температур ΔT , $^\circ\text{C}$	Условный предел текучести $\sigma_{0,2}$, МПа	Относительное удлинение δ , %
4,5...6,5	-70...+420	490...610	23

Ковар 29НК используется для изготовления герметичных вакуумплотных спаев со стеклом. Несмотря на большую устойчивость сплава 29НК к коррозии, в некоторых случаях требуется дополнительное покрытие на основе никеля или золота.

Для герметизации ВЧ-корпусов используется оборудование, входящее в состав лазерной установки «Квант-15 МСЗ» (см. рис. 2).

Установка состоит из твердотельного лазера с блоками питания и охлаждения, импульсного источника питания лазера SF 138, измерителя энергии лазерного излучения MLE 200, оптической

системы с силовыми и ТВ-каналами, предметного стола, регулируемого по высоте, пульта управления, газо-пневмосистемы и педали. В установке предусмотрена подача инертного газа в зону сварки.



Рис. 2. Установка для лазерной сварки «Квант-15 МСЗ»

Для визуального контроля зоны сварки используется телевизионная система наблюдения, изображённая на рис. 3.



Рис. 3. Телевизионная система наблюдения зоны сварки

Исследуемый диапазон параметров режима сварки твердотельным лазером представлен в табл. 2.

Таблица 2

Технологические параметры режима сварки твердотельным лазером

Параметр	Значение
Максимальная средняя мощность излучения, Вт, не менее	50
Частота следования импульсов, Гц	1...10
Дискретность изменения частоты импульсов, Гц	0,1
Длительность импульса тока накачки, мс	0,1...6,0
Дискретность изменения длительности тока накачки, мс	0,01

Амплитуда тока накачки, А, не более	900
Напряжение заряда накопителя, В	350...500
Скорость сварки, м/ч	80...150

Результаты и обсуждение

Были получены герметичные сварные соединения малых ВЧ-корпусов с применением лазерного излучения (см. рис. 4).

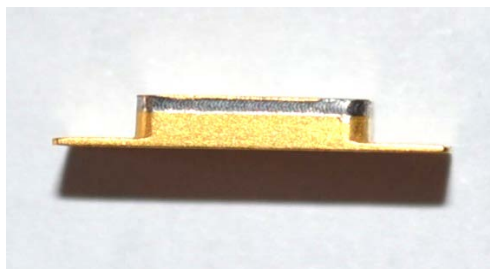


Рис. 4. Малый ВЧ-корпус, герметизированный на установке «Квант-15 МСЗ»

Подготавливались микрошлифы, микроструктура сварных соединений изучалась на микроскопе МЕТ-3 в светлом поле при увеличении 50...200 раз [5]. Геометрия и структура шва, зоны термического влияния (ЗТВ), наличие дефектов сварки являются основными критериями качества сварного соединения, полученного лазерной сваркой. Особенности микроструктуры сварного шва и ЗТВ после осуществления лазерной сварки элементов корпуса из сплава 29НК иллюстрирует рис. 5.



Рис. 5. Микроструктура сварного соединения из сплава 29НК

Микроструктура основного металла сплава 29НК, не подвергавшегося термическому воздействию тепла сварочной ванны, представлена зёрнами твёрдого раствора – аустенита, конфигурация которых была сформирована в результате холодной пластической деформации. В микроструктуре сварного соединения отчётливо идентифицируются зоны кристаллизации, сплавления, зона основного металла, подвергавшегося термическому воздействию.

В зоне кристаллизации наблюдаются зёрна, ориентированные в направлении, обратном отводу тепла.

Структура ЗТВ неоднородна. Внутри рекристаллизованных зёрен выявляются двойники разной толщины. Однородная мелкозернистая структура благоприятна для обеспечения требуемого уровня механических свойств и предотвращения образования кристаллизационных трещин. Такие структурные особенности обеспечиваются высокими скоростями сварки и высоким уровнем

плотности мощности, что даёт возможность получать жёсткие термические циклы с высокими скоростями охлаждения. Ширина зоны термического влияния различна. Образцы, полученные с использованием защитного газа аргона, имеют ширину ЗТВ не более 30...40 мкм, а без защиты ширина ЗТВ достигает 100 мкм. Дефекты в этой зоне отсутствуют.

Изменение параметров режима – мощности, длины импульса и положения поверхности относительно фокуса излучения – оказывают существенное влияние на размеры литой зоны (см. рис. 6 и 7).



Рис. 6. Лазерная сварка 29НХ: коэффициент формы шва $\varphi_{пр} = 3,63$

Коэффициент формы шва $\varphi_{пр}$ – отношение ширины шва (e) к глубине (h) провара – в полученных образцах изменяется от 1,4 до 4. С увеличением значений $\varphi_{пр}$ форма расплавляемой зоны становится сферической.



Рис. 7. Лазерная сварка 29НХ: коэффициент формы шва $\varphi_{пр} = 2,75$

В ходе исследований встречались газовые полости (см. рис. 8) в зоне стыковки деталей, дефекты формы шва, связанные с необходимостью смещения луча на массивный по отношению к крышке корпус.

Основные причины образования пор и корневых дефектов в сварных швах – это затруднённые условия дегазации жидкого металла сварочной ванны, особенно в корне шва; загрязнённость неметаллическими включениями, газами основного металла в зоне стыка.

В нашем случае основной причиной дефектов стало неплотное прижатие элементов корпуса при сборке – наличие зазора.



Рис. 8. Дефекты сварного шва

Выводы

Проведённые исследования позволили получить необходимую глубину проплавления, обеспечив минимальную зону термического влияния сварного соединения из сплава 29НК.

Наиболее благоприятная картина с точки зрения оцениваемых критериев качества получена на режимах $U = 415$ В; $\tau = 5,5$ мс; $f = 9,1$ Гц; расстояние между линзами 8 мм. Провар в этом случае составляет не менее 30 %.

В ходе исследований отмечено, что способ защиты инертным газом влияет не только на качество шва, но и на проплавляющую способность луча. Отсутствие газовой защиты зоны сварки приводит к окислению шва.

Для локализации зоны нагрева и уменьшения ширины ЗТВ применили струйную подачу аргона. Защита инертным газом шва также положительно сказалась на качестве литой зоны. Отсутствие трещин, требуемый провар и перекрытие точек 70...80 % обеспечили герметичность корпусов.

ЛИТЕРАТУРА

1. Астафьева, Н. А. Способы герметизации корпусов радиоэлектронной аппаратуры / Н. А. Астафьева, В. Ю. Афанасьев // Материалы V Всерос. науч.-техн. конф. с международным участием. – Иркутск: Изд-во ИРНТУ, 2015. – С. 260-264.
2. ГОСТ 10994-74. Сплавы прецизионные. Марки. – Введ. 1975-01-01. – М.: Изд-во стандартов, 1975. – 133 с.
3. Джуринский, К. Конструктивные и технологические особенности модулей СВЧ / К. Джуринский, А. Лищицын // Современная электроника. – 2008. – № 1. – С. 22-27.
4. Малащенко, А. А. Лазерная сварка металлов / А. А. Малащенко, А. В. Мезенов. – М.: Машиностроение, 1984. – 44 с.
5. Чаузова, Е. В. Применение ковара 29НК для изготовления герметичных радиочастотных соединителей СВЧ-техники / Е. В. Чаузова, Е. П. Николаева // Материалы VII Всерос. науч.-техн. конф. с международным участием. – Иркутск: Изд-во ИРНТУ, 2017. – С. 225-229.
6. Gorscak, S. Designer's Guide for Laser Hermetic Sealing / S. Gorscak, H. Bransch, T. Kugler [Электронный ресурс]. – 2001. – Режим доступа: http://www.designsci.com/Design_Guideline_1.pdf, свободный. – Загл. с экрана.
7. Shannon, G. Laser Seam Sealing of Electronic and Opto-electronic Packages / G. Shannon. – Amada Miyachi America Corporation. – 2015. – P. 1-8.

Пицык В. С., Муравьев В. И., Бахматов П. В.

ИЗМЕНЕНИЕ ЗЁРЕННОЙ СТРУКТУРЫ И МИКРОТВЁРДОСТИ ПРИКОНТАКТНЫХ ОБЛАСТЕЙ ДИФфуЗИОННОГО СОЕДИНЕНИЯ ТИТАНОВЫХ СПЛАВОВ

Пицык В. С., Муравьев В. И., Бахматов П. В.

V. S. Pitsik, V. I. Muravyev, P. V. Bakhmatov

ИЗМЕНЕНИЕ ЗЁРЕННОЙ СТРУКТУРЫ И МИКРОТВЁРДОСТИ ПРИКОНТАКТНЫХ ОБЛАСТЕЙ ДИФфуЗИОННОГО СОЕДИНЕНИЯ ТИТАНОВЫХ СПЛАВОВ

CHANGE OF THE SERIAL STRUCTURE AND MICROHARDNESS OF THE PRACTICAL AREAS OF DIFFUSION CONNECTION OF TITANIUM ALLOYS

Пицык Виктор Сергеевич – аспирант кафедры машиностроения и металлургии Комсомольского-на-Амуре государственного университета (Россия, Комсомольск-на-Амуре). E-mail: mim@knastu.ru.

Mr. Viktor S. Pitsik – Post-graduate student of the department machinebuilding and metallurgy of Komsomolsk-on-Amur State University (Russia, Komsomolsk-on-Amur). E-mail: mim@knastu.ru.

Муравьев Василий Илларионович – доктор технических наук, профессор кафедры машиностроения и металлургии Комсомольского-на-Амуре государственного университета (Россия, Комсомольск-на-Амуре). E-mail: mim@knastu.ru.

Mr. Vasily I. Muravyev – Doctor of Technical Sciences, Professor of the Department of machinebuilding and metallurgy of Komsomolsk-on-Amur State University. (Russia, Komsomolsk-on-Amur). E-mail: mim@knastu.ru.

Бахматов Павел Вячеславович – кандидат технических наук, доцент, заведующий кафедрой машиностроения и металлургии Комсомольского-на-Амуре государственного университета (Россия, Комсомольск-на-Амуре). E-mail: mim@knastu.ru.

Mr. Pavel V. Bakhmatov – Candidate of Technical Sciences, Associate Professor, Head of department of the Machine-Building and Metallurgy Department of the Komsomolsk-on-Amur State University (Russia, Komsomolsk-on-Amur). E-mail: mim@knastu.ru.

Аннотация. В работе приведены результаты экспериментального исследования процессов, происходящих в диффузионном неразъёмном соединении титановых сплавов, полученном путём термообработки собранных посредством холодной тугой посадки заготовок. Применение цифровой обработки микроструктурных изображений, а также измерение микротвёрдости в различных областях позволило оценить и оптимизировать влияние величины посадки и режимов последующей термообработки на структурные изменения соединения.

Summary. The paper presents the results of an experimental study of processes occurring in the diffusion one-piece connection of titanium alloys obtained by heat treatment of preforms collected by means of a cold tight fit. The application of digital processing of microstructural images, as well as the measurement of microhardness in various areas, allowed us to evaluate and optimize the influence of the landing value and subsequent heat treatment regimes on structural changes in the compound.

Ключевые слова: диффузионное соединение, зёрненная поликристаллическая структура, приконтактная область, пластическая деформация, физический контакт, рельефы следов скольжения, структурная неоднородность, параметр организации структуры, микродюрометрия, защитная среда, термообработка, рекристаллизация.

Key words: diffusion bond, grain polycrystalline structure, contact region, plastic deformation, physical contact, reliefs of slip traces, structural heterogeneity, structural organization parameter, microdymmetry, protective medium, heat treatment, recrystallization.

УДК 621.791.18

Введение

Как известно [1], зёрненная поликристаллическая структура характеризуется размерностью распределения зёрен и формой границ. Её структурное состояние, характер определяют многие механические и физические свойства материала, что свидетельствует о стремлении свободной энергии структурного состояния к минимуму.

В работе [2] показано, что характер распределения зернистости по ширине сварного шва при электронно-лучевой сварке подтверждает высокую степень неоднородности структуры, образующейся при электронно-лучевой сварке.

Наиболее эффективный метод получения неразъёмного соединения (НС) конструкционных материалов, особенно титановых сплавов, – диффузионная сварка (ДС).

Известно [3], что характер взаимодействия контактных поверхностей при диффузионной сварке зависит не только от состояния поверхности [4], наличия оксидной плёнки [5], качества защитной среды [6], но и от схемы приложения давления в течение термического цикла диффузионной сварки. Поэтому применение традиционных методов ДС в большинстве случаев сложно, трудоёмко, экономически неэффективно или технологически невозможно.

Заслуживают внимания исследования структурных изменений и свойств по НС диффузионных соединений, получаемых путём холодной пластической деформации и последующей термической обработки (ТО).

Цель настоящей работы – исследование зёрненной структуры и микротвёрдости приконтактных областей (ПО) сварного диффузионного соединения титановых сплавов, полученного путём холодной пластической деформации и последующей термообработки.

Методика проведения исследований

Исследовали ПО НС по методике, приведённой в работе [8], образцов из сплавов ОТ4-1 и ПТ7М, изготовленных путём холодной пластической деформации, оцениваемой величиной натяга (N) в соединении при прессовой посадке на испытательной машине Instron3382 с постоянной скоростью 5 мм/мин; P – усилие запрессовки (см. рис. 1, а и б).

Исследования проводили как после холодной пластической деформации, так и после термообработки. Режимы термообработки: нагрев в электропечи до температуры предпревращения для каждого сплава в автономном вакууме (использовали газопоглотители (геттеры) – титановая стружка), а также нагрев детали, покрытой слоем защитной эмали.

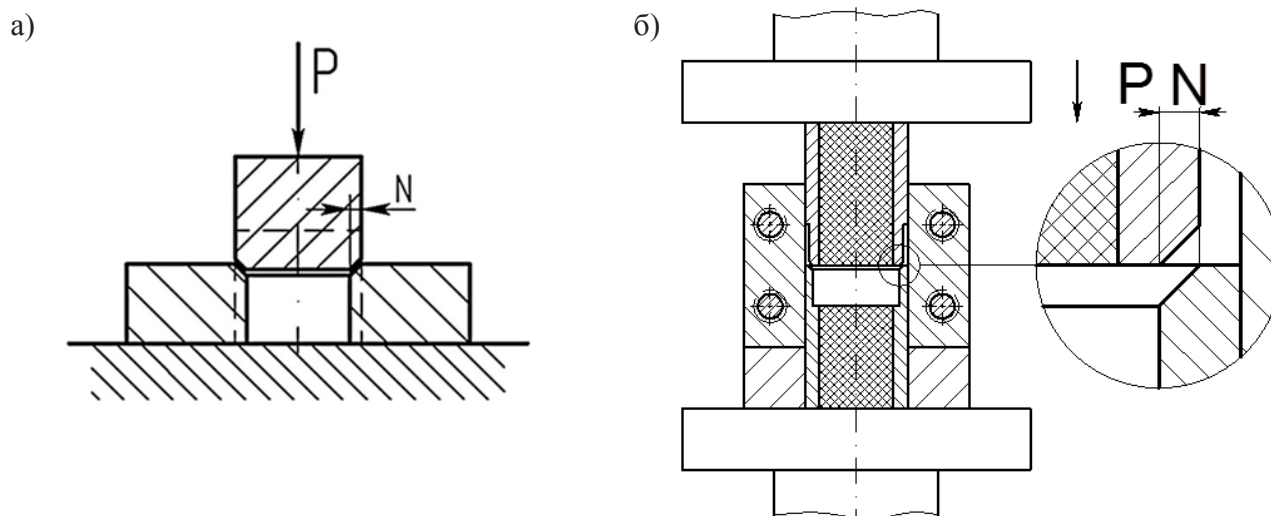


Рис. 1. Схемы прессования образцов:
 а – заготовки типа «вал-отверстие»; б – трубных заготовок

Определение температуры фазового превращения исследуемых сплавов производилось на dilatометре DIL 402 PC по стандартной методике [11]. Скорость нагрева составляла 5 °С/мин, нагрев производился до температуры 1050 °С.

Измерением микротвёрдости осуществляли микродюрметрию на микротвердомере Shimadzu HNV-2 в каждой точке сварного шва при 7–10-кратном повторении с последующим вычислением среднего значения, дисперсии и диапазона рассеивания. Исследования микроструктуры производили на микроскопе оптическом с программным обеспечением Nikon Eclipse MA 200 и растровом электронном микроскопе Hitachi S 3400-N.

Обработка оцифрованных изображений микроструктур осуществлялась в программе Image ProPlus 5.1 [9].

На основании результатов компьютерной металлографии определяли:

- *удельный периметр границ зёрен*:

$$q_{\text{ср}} = \frac{\sum P_i}{F_{\phi}},$$

где P_i – периметр i -го зерна, зафиксированного на снимке, мм; F_{ϕ} – площадь поверхности шлифа, зафиксированной на обрабатываемом снимке, мкм²;

- *среднюю плотность границ зёрен $q_{\text{ср}}$* , являющуюся характеристикой структурной организации поликристаллического материала

$$q_{\text{ср}} = \frac{P_{\text{ср}}}{F_{\text{ср}}} = \frac{\sum P_i}{\sum F_i},$$

где $P_{\text{ср}}$ – средний периметр по всем зёрнам, мкм; $F_{\text{ср}}$ – средняя площадь по всем зёрнам, зафиксированным на обрабатываемом изображении, мкм²; F_i – площадь i -го зерна, зафиксированного на снимке, мкм;

- *плотность зёрен (g)* – количество зёрен на единичной площади поверхности металлографического шлифа. Является показателем структурной организации материала и определяется по формуле [9]:

$$g = \frac{n}{F_{\phi}},$$

где n – количество зёрен, зафиксированных на обрабатываемом изображении, зер.;

- *параметр организации структуры Q_C* – комплексный показатель структурной организации поликристаллического материала:

$$Q_C = \sum_{i=N} \left(\frac{P_i \times D_i}{2 \times F_i} \right),$$

где D_i – фрактальная размерность границы отдельного зерна;

- *удельный параметр организации структуры (q_c)*:

$$q_c = \frac{Q_C}{F_{\phi}}.$$

Результаты исследований и их обсуждение

Анализ изображений зоны разрушения контактной поверхности и снятых контактных масок с оцифрованных изображений ряда трубных заготовок из сплава ПТ7М при уровне натяга в диапазоне 50...450 мкм показал (см. рис. 2), что экспериментальная кривая адекватна общей теоретической кривой [10]. При этом обеспечивается заданный уровень сближения сопрягаемых по-

верхностей (физический контакт) при тугой посадке (ТП) заготовок системы «вал-отверстие», который составляет 50...60 % от общей площади контакта.

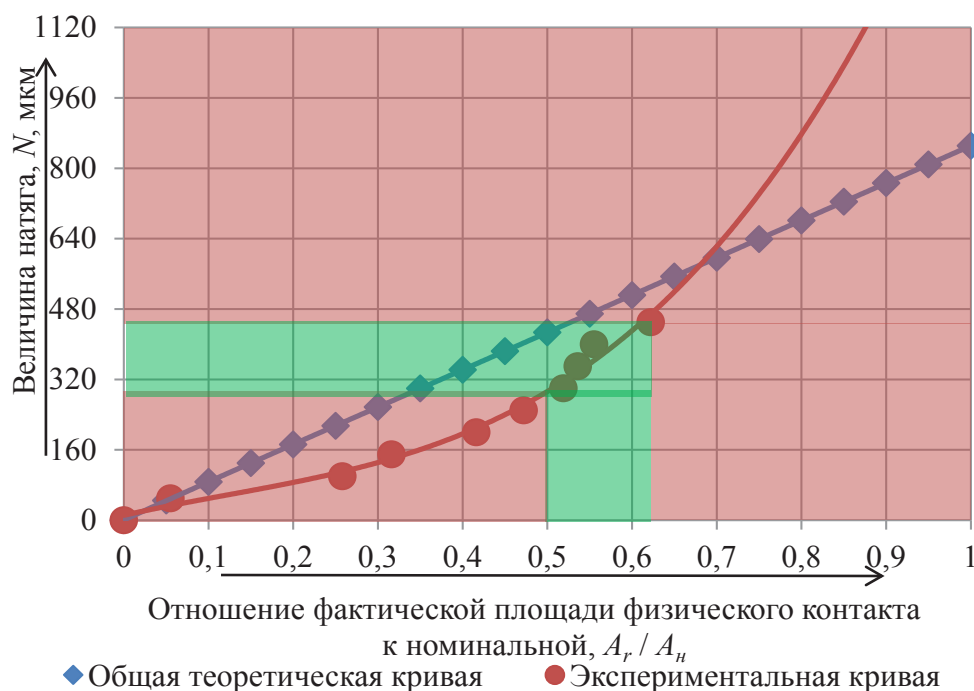


Рис. 2. Экспериментальная кривая зависимости натяга от величины фактической площади физического контакта для заготовок системы «вал-отверстие»:

- оптимальное сочетание натяга и площади фактического контакта;
- неоптимальное сочетание натяга и площади фактического контакта

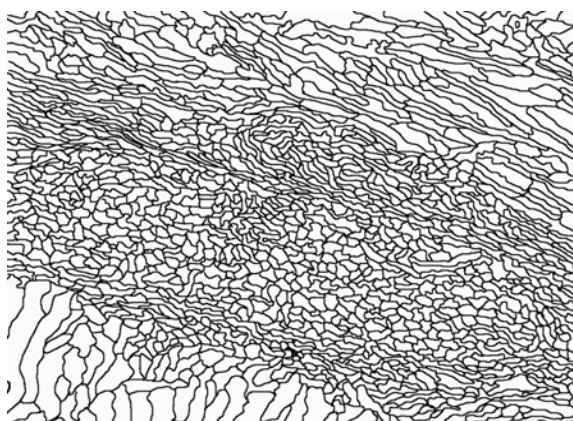
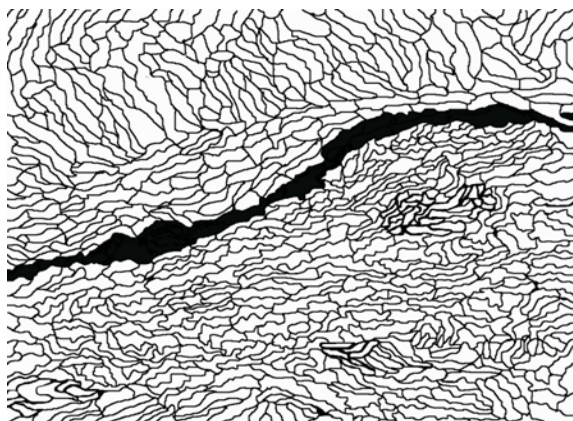
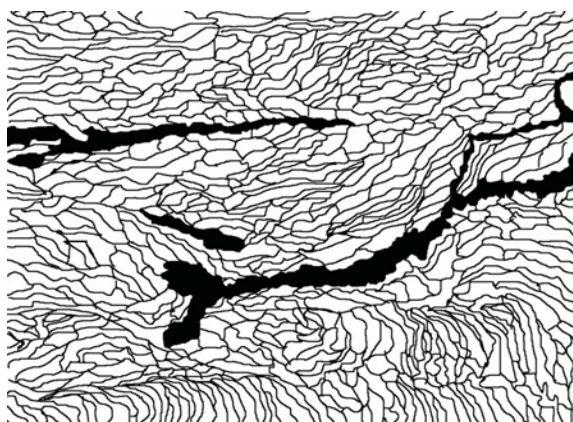
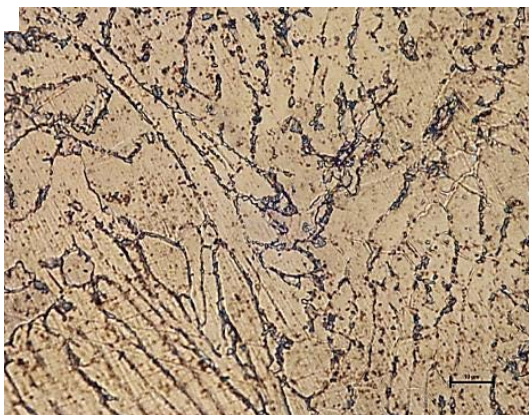
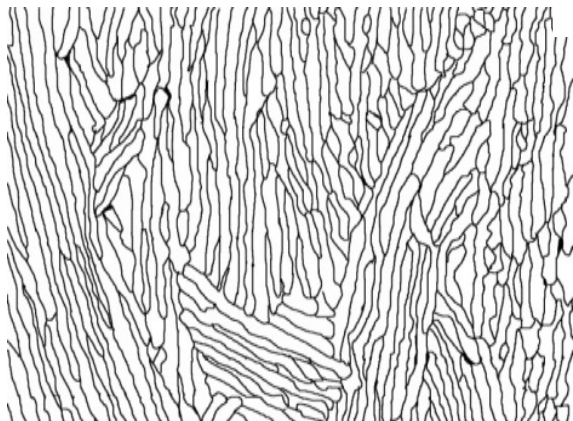
По мере увеличения натяга 0...450 мкм идёт пластическая деформация зёрен в ПО, их резкое измельчение от недеформированных участков структуры при натяге 200 мкм до полного исчезновения при натяге 450 мкм (см. рис. 3, а). Основные количественные показатели микроструктуры (см. рис. 4) изменяются в зависимости от увеличения степени пластической деформации оцениваемой величины натяга:

- средний диаметр зерна (d_{cp}), средняя ширина зерна (a_{cp}) и средняя длина (e_{cp}), средняя площадь зерна (F_{cp}) и средний периметр зерна (P_{cp}) уменьшаются;
- фрактальная размерность зёрен (D) не изменяется;
- возрастают развитость границ зёрен ($q_{уд}$), средняя плотность границ зёрен (q_{cp}), плотность зёрен (g) и удельный параметр организации структуры (q_c); возрастают число зёрен (n), общая площадь границ зёрен ($\sum F_{гpi}$), общая площадь зёрен ($\sum F_i$) и общий периметр границ зёрен ($\sum P_{гpi}$).

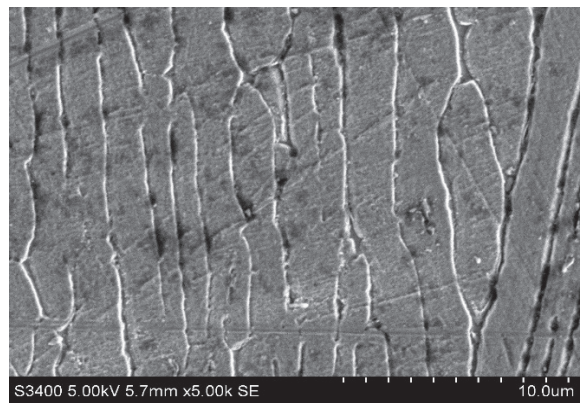
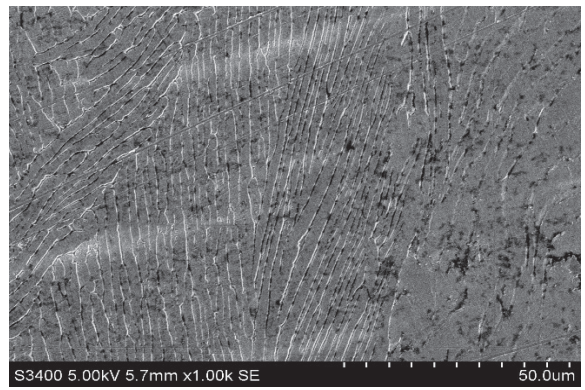
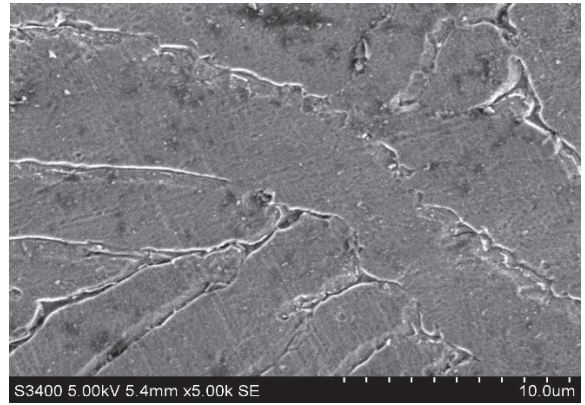
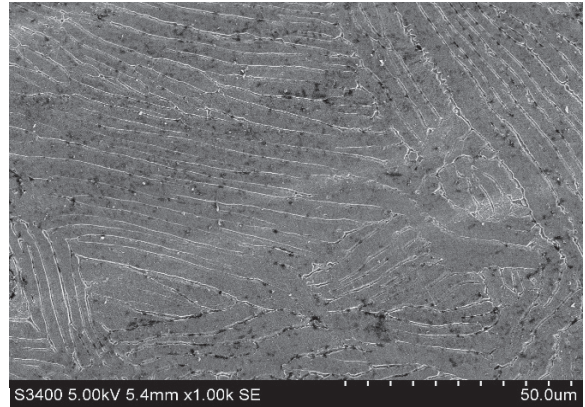
В итоге чётко прослеживаются следующие области ПО НС соединения (см. рис. 3 а, б, в):

- область диффузионного взаимодействия (отсутствует граница между заготовками), общая для охватывающей и охватываемой заготовок;
- область измельчённой микроструктуры по обе стороны от области диффузионного взаимодействия;
- область переходная, где происходит изменение микроструктуры от измельчённой к микроструктуре основного металла;
- микроструктура основного металла.

а)



Основной металл охватываемой заготовки



Основной металл охватывающей заготовки

6)

охватываемая

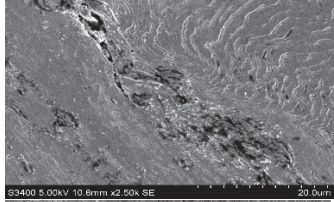
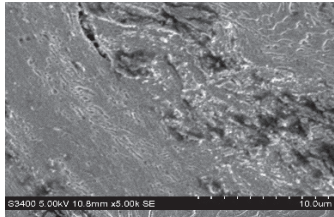
1

центр

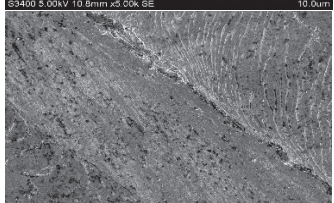
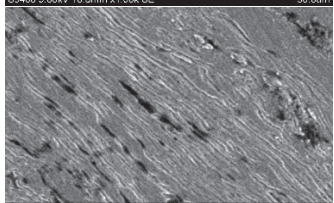
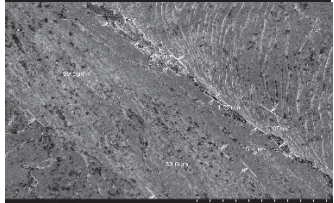
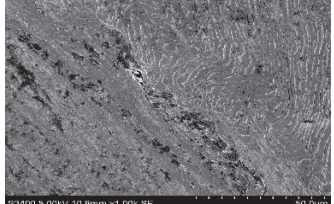
2

охватывающая

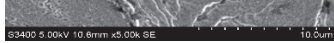
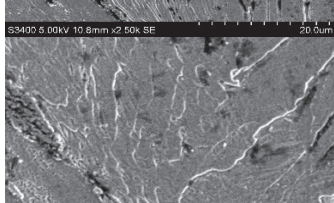
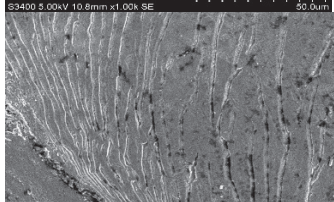
3



4



5



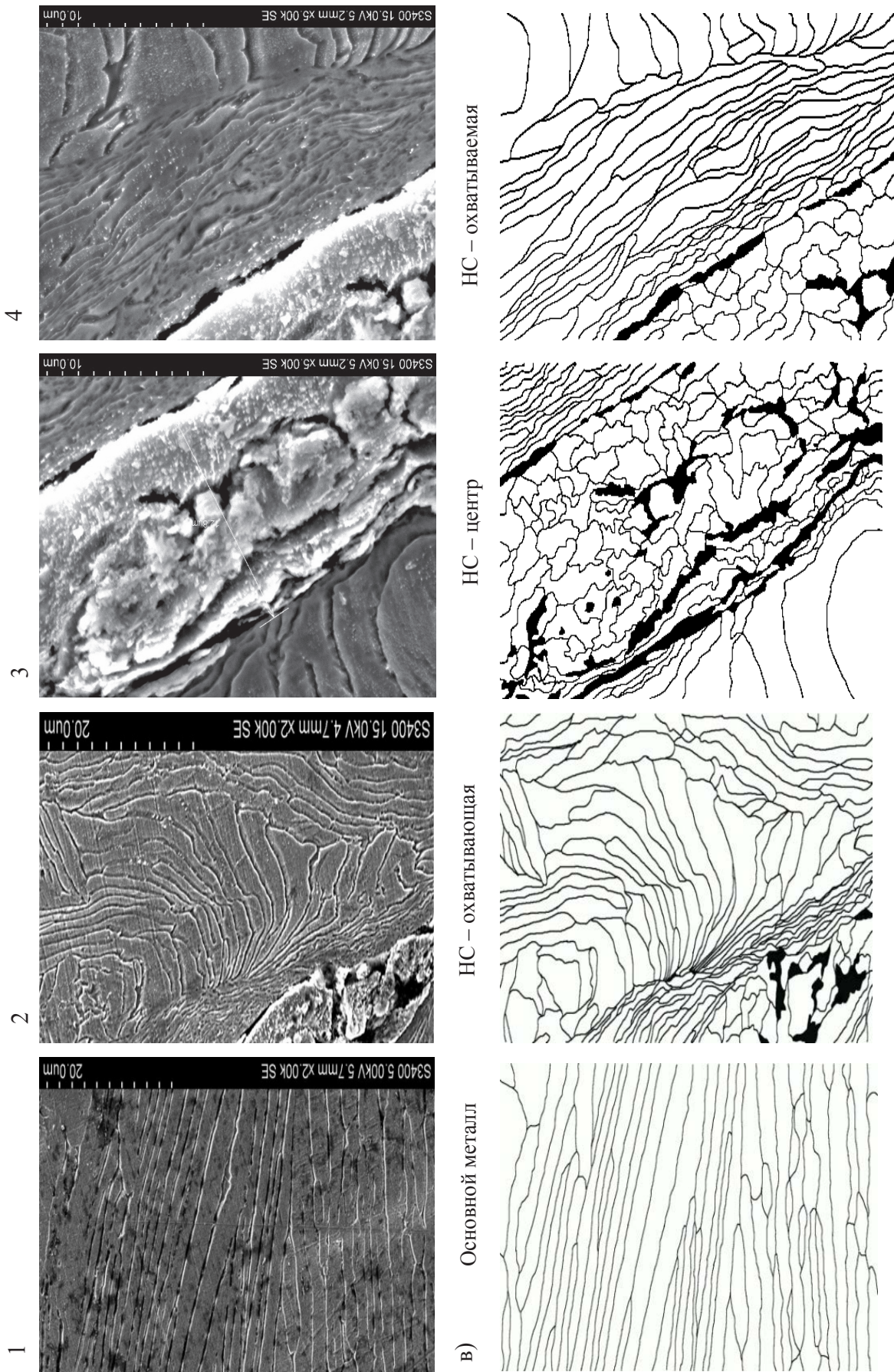


Рис. 3. Микроструктура (а – оптическая микроскопия, б – растровая электронная микроскопия) основного металла и ПО НС из сплава ОТ4-1, полученного в условиях тугонатяжения при различных видах нагрева и скелетированное преобразование: а – x1000; в – 1, 2x2000; 3, 4 – x5000; б – без преобразования. Величина нагрева: а-1 – исходная заготовка; а-2 – 200 мкм; а-3 – 300 мкм; а-4 – 450 мкм; б-1, 2 – исходные заготовки; б-3, 4, 5 – 450 мкм; в-1 – исходная заготовка; в-2, 3, 4 – 450 мкм

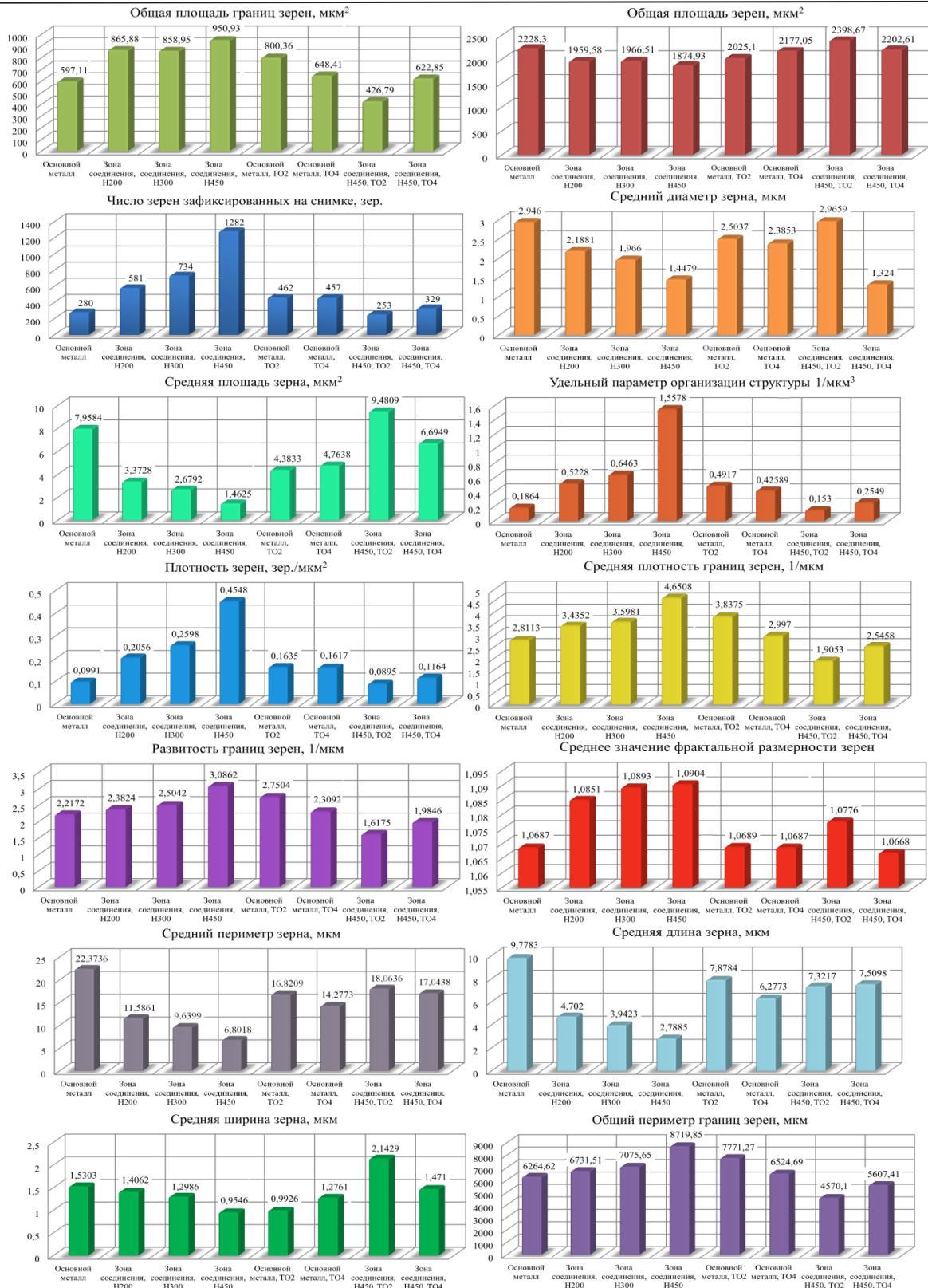


Рис. 4. Характер изменения количественных показателей структуры ОМ и ПО НС в зависимости от величины натяга и вида ТО

Характер распределения микротвёрдости НС, полученного в условиях пластической деформации при оптимальной тугой посадке, близок к нормальному и свидетельствует о наличии в материале значительных напряжений [4; 12] (см. рис. 5). Увеличение микротвёрдости составляет 52,4 % по сравнению с основным металлом при нагрузке на индентор 0,9807 Н.

При этом характер деформации структуры в зоне ПО и НС сплава ОТ4-1 удовлетворительно согласуется с известными [13] положениями о том, что пластическая деформация, особенно холодная пластическая деформация, обусловленная движением дислокаций, всегда приводит к образованию на поверхности характерного рельефа следов скольжения как по границам зёрен, так и в их объёме.

Из данных рис. 3 явно видны развитие деформационного рельефа (следы скольжения по границам зёрен) ПО и сближение контактных поверхностей в зависимости от степени пластической деформации. Кроме того, наблюдается объёмное взаимодействие как в плоскости контакта, так и в объёме зоны контакта.

Наличие следов скольжения косвенно подтверждает то, что холодная пластическая деформация трением скольжения в условиях тугой посадки сплава ОТ4-1 обусловлена движением дислокаций.

Действительно, наличие дислокаций слабо выражено (см. рис. 3), но подтверждается косвенно микродюриметрией (см. рис. 5) и значениями удельного параметра организации структуры (q_c) (см. рис. 4) и явно дополнительными исследованиями микроструктуры растровой электронной микроскопией (см. рис. 3, б).

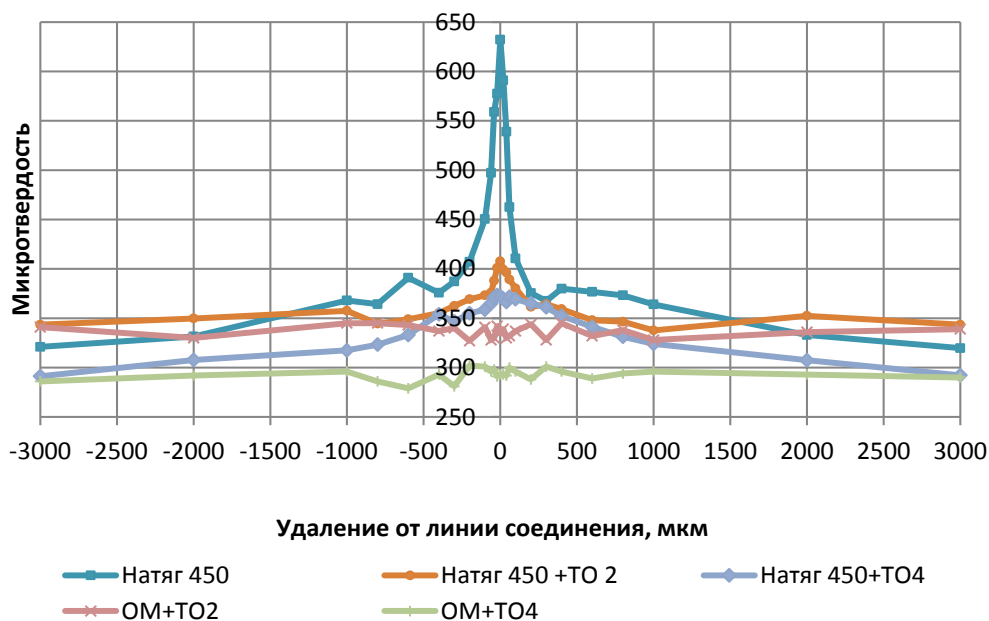


Рис. 5. Распределение микротвёрдости в материале ПО НС образцов из сплава ОТ4-1, полученного в условиях тугой посадки с натягом 450 мкм, после: 1 – без ТО; 2 – ТО по режиму I; 3 – ТО по режиму II

Проведённые дополнительно исследования микроструктуры на растровом электронном микроскопе показали удовлетворительную сходимость всех параметров зёрновой структуры с параметрами зёрновой структуры, определённой на оптическом микроскопе (см. рис. 3, в и табл. 1).



Таблица 1

Сопоставление параметров зёрненной структуры с помощью оптической и растровой электронной микроскопии сплава ОТ4-1 после холодной пластической деформации при тугой посадке с натягом 450 мкм

Параметр структуры	Оптическая микроскопия		Неразъёмное соединение			
	Оптика x1000	РЭМ x2000	Оптика x1000	Растровая электронная микроскопия (РЭМ)		
				охватыва- ющая x2000	центр x5000	охватывае- мая x5000
1. Средний диаметр зерна, мкм	2,946	1,3620	1,4479	0,8896	0,7833	1,1143
2. Средняя ширина зерна, мкм	1,5303	1,4547	0,9546	1,0626	1,1894	1,259
3. Средняя длина зерна, мкм	9,7783	8,3837	2,7885	4,2727	2,7705	5,6158
4. Средний периметр зерна, мкм	22,3736	20,4217	6,8018	10,5392	7,9191	13,6375
5. Средняя площадь зерна, мкм	7,9584	8,2277	1,4625	2,0959	2,0436	3,6582
6. Среднее значение фрактальной размерности зерна, мкм	1,0687	1,0498	1,0904	1,0756	1,101	1,0743
7. Развитость границ зёрен, 1/мкм	2,2172	2,1569	3,0862	3,7838	2,9559	2,7817
8. Средняя плотность границ зёрен, 1/мкм	2,8113	2,4821	4,6508	5,0285	3,8751	3,7286
9. Плотность зёрен, зер/мкм ²	0,0991	0,1056	0,4548	0,3613	0,3733	0,2098
10. Удельный параметр органи- зации структуры 1/мкм ³	0,1864	0,1928	1,5578	4,422	1,3043	0,5744

Для исключения высокой степени неоднородности зёрненной структуры и микротвёрдости диффузионного соединения исследовали влияние параметров термической обработки по следующим режимам:

I. Нагрев под слоем защитной эмали до температуры 970 ± 5 °С – для образцов из сплава ОТ4-1; 910 ± 5 °С – для образцов из сплава ПТ7М. Время выдержки – 10 мин. Охлаждение производилось в холодной воде вместе с приспособлением.

II. Нагрев в автовакууме до температуры 970 ± 5 °С – для образцов из сплава ОТ4-1; 910 ± 5 °С – для образцов из сплава ПТ7М. Время выдержки – в течение 1 часа. Охлаждение производилось с печью.

Наиболее эффективным видом ТО оказался режим **II**, что показано на рис. 6 (2, 4) и рис. 7 (5). После ТО по указанному режиму в материале ПО НС наблюдается практически полное исчезновение микродефектов и полное исчезновение областей 1–3, выявленных в материале ПО НС после ТП. Зёрна имеют неравноосную вытянутую форму с размерами 0,2...5,4 мкм в ширину и 1...38 мкм в длину, при этом большая часть зёрен (более 80 % от общего числа зафиксированных зёрен на снимке) имеет размеры 1...2,5 мкм в ширину и 3...10 мкм в длину, что свидетельствует о формировании структуры корзинчатого типа аналогичной ОМ после аналогичной ТО (см. рис. 6 и 7).

Изменение зёрненной структуры ПО НС, полученной путём холодной пластической деформации в условиях тугой посадки в процессе термической обработки (см. рис. 6 и 7), объясняется известным [13] положением о том, что повышение температуры физического контакта поверхностей в условиях деформации материалов в приконтактном объёме приводит к увеличению частоты выхода дислокаций в зону физического контакта. При этом возрастает скорость движения дислокаций. Процесс объёмного взаимодействия в ПО заканчивается слиянием дискретных очагов взаимодействия, а в объёме – релаксацией напряжений и образованием общих зёрен в зоне контакта, вызываемых рекристаллизацией.

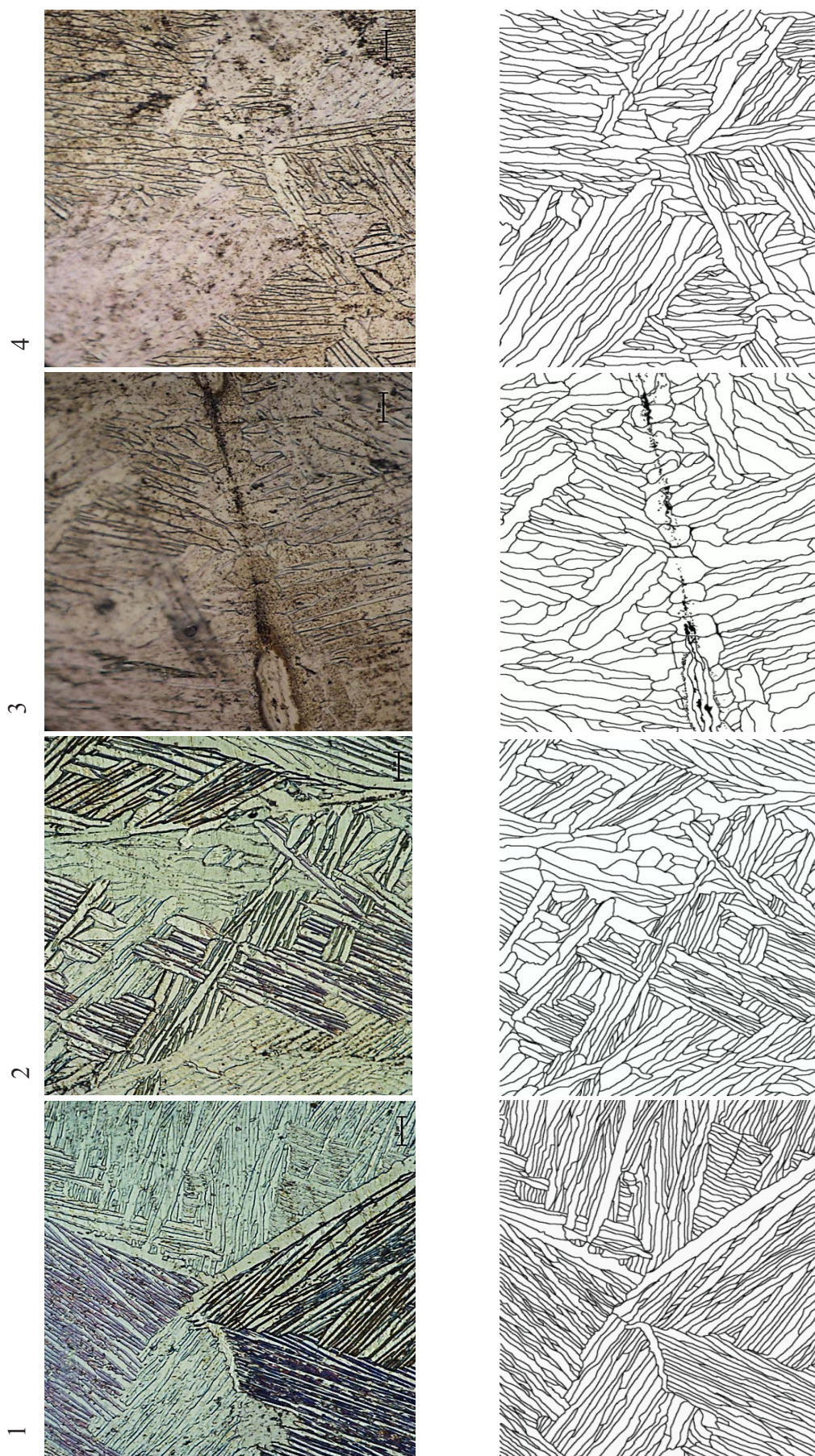


Рис. 6. Микроструктура ПО NS сплава ОТ4-1, полученного в условиях ТП с натягом 450 мкм, и скелетированное преобразование (x1000) после термической обработки по режимам: I-1 – ОМ, I-3 – ПО NS; II-2 – ОМ, II-4 – ПО NS

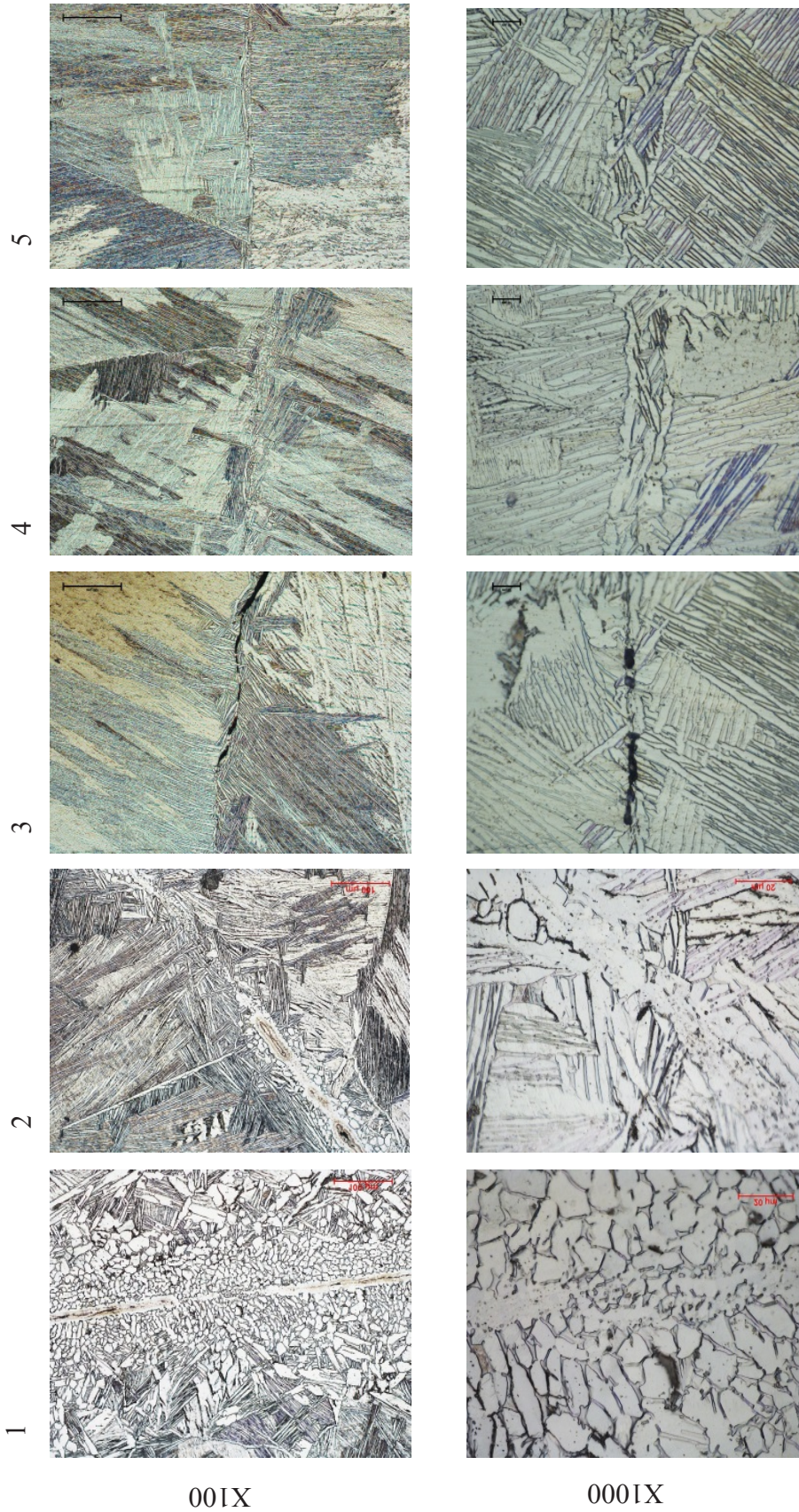


Рис. 7. Микроструктура ПО НС сплава ОТ4-1, полученного в условиях ТП с натягом 450 мкм после термической обработки в автовакууме по режимам: 1 – 925 °С, 60 мин; 2 – 950 °С, 40 мин; 3 – 970 °С, 10 мин; 4 – 970 °С, 20 мин; 5 – 970 °С, 60 мин

В первоначальный момент нагрева в ПО процесс рекристаллизации из-за стремления системы к минимуму энергии приводит к образованию глобулярных зёрен из вытянутых пластическим деформированием зёрен – уменьшается общая площадь контактной поверхности, что и показано на рис.7 (1, 2). С увеличением времени выдержки и температуры идёт процесс собирательной рекристаллизации и превращения глобулярных зёрен в зёрна игольчатой формы (см. рис. 7 (2, 3)); одновременно с этим идёт процесс слияния дискретных очагов (см. рис 7 (1–5)) (несплошностей) и на линии сопряжения процесс рекристаллизации сопровождается зарождением зёрен и их ростом. Заканчивается процесс рекристаллизации образованием общих зёрен в зоне контакта и исчезновением границ раздела (см. рис 7 (1–5)).

Таким образом, холодная пластическая деформация способствует развитию рекристаллизационных процессов при последующей термической обработке.

Основные количественные показатели структуры (см. рис. 4) показали, что геометрические параметры структуры ОМ и ПО НС, полученного в условиях ТП с натягом 450 мкм, заготовок из сплава ОТ4-1 после ТО по режиму II, мало отличаются. Выравнивание характера распределения микротвёрдости в материале ПО НС после ТО по режимам I и II говорит о снятии остаточных напряжений (см. рис. 5). После ТО показания микротвёрдости колеблются в узком диапазоне величин и близки значениям микротвёрдости основного металла.

Выводы

1. Выявлены условия холодной пластической деформации (по параметрам тугой посадки «вал-отверстие»), необходимые для образования максимально возможного физического контакта (максимальной площади 50...60 %) по параметрам оцифрованных изображений зон разрушения контактной поверхности для титановых сплавов на примере трубных заготовок из сплава ПТ7М.

2. Показано, что холодная пластическая деформация (тугая посадка «вал-отверстие») по характеру распределения зернистости, по ширине диффузионного соединения ПО приводит к высокой степени неоднородности структуры; при натяге в 450 мкм удельный параметр организации структуры на 119,5 % превосходит ОМ, микротвёрдость при этом повышается всего на 52,4 %.

3. Термическая обработка ПО диффузионного соединения в интервале температур фазового превращения позволяет устранить структурную неоднородность, исчезают области измельчённой и переходной структуры, удельный параметр организации структуры ПО практически в 2 раза ниже ОМ, микротвёрдость различается всего на 8 %.

ЛИТЕРАТУРА

1. Кристиан, Д. Теория превращений в металлах и сплавах / Д. Кристиан. – М.: Мир, 1978. – 806 с.
2. Муравьев, В. И. Зёрненная структура и твёрдость титанового сплава ВТ 20 после электронно-лучевой сварки / В. И. Муравьев, В. А. Ким, А. А. Шпилева // *Металловедение и термическая обработка металлов.* – 2008. – № 4. – С. 40-43.
3. Взаимодействие контактных поверхностей при диффузионной сварке титановых сплавов / В. И. Григорьевский, Э. С. Каракозов, А. М. Ильин, В. Н. Родионов, Л. Н. Петручук // *Сварочное производство.* – 1981. – № 2. – С. 6-7.
4. *Zeitschrift fur Metallkunde.* – 1977. – Vol. 68. – № 2. – P. 90-96.
5. Диффузионная сварка. Структурные особенности контактирующих поверхностей при различных способах подготовки под сварку / Л. И. Маркашова, Г. М. Григоренко, Т. Г. Таранова, В. И. Сладкова // *Автоматическая сварка.* – 1998. – № 1. – С. 22-43.
6. Пешков, В. В. Влияние окисных плёнок на качество соединения титана при сварке в твёрдом состоянии / В. В. Пешков, Е. С. Воронцов, Ф. Н. Рыжков // *Сварочное производство.* – 1974. – № 5. – С. 9-10.
7. Влияние защитной среды на прочность и строение изломов зон соединения титановых тонкостенных конструкций, полученных диффузионной сваркой / С. И. Гусева, В. В. Пешков, В. Н. Милютин, М. Х. Шоршоров // *Сварочное производство.* – 1984. – № 10. – С. 21-22.
8. Муравьев, В. И. Влияние прессовой посадки на процессы «схватывания» в зоне соединения трубных заготовок / В. И. Муравьев, В. С. Пицык // *Учёные записки Комсомольского-на-Амуре государственного технического университета. Науки о природе и технике.* – 2014. – № I-1(17). – С. 52-61.



9. Ким, В. А. Основы количественной и компьютерной металлографии: учеб. пособие / В. А. Ким, О. В. Башков, А. А. Попкова [и др.]; под ред. А. В. Киричека. – Комсомольск-на-Амуре: ФГБОУ ВПО «КНАГТУ», 2013. – 148 с.
10. Справочник по триботехнике. В 3 т. Т. 1. Теоретические основы / М. Хебды, А. В. Чичинадзе. – М.: Машиностроение, 1989. – 400 с.
11. Обеспечение надёжности конструкций из титановых сплавов / В. И. Муравьев, П. В. Бахматов, Б. И. Долотов [и др.]; под ред. В. И. Муравьева. – М.: Эком, 2009. – 752 с.
12. Казаков, Н. Ф. Диффузионная сварка металлов / Н. Ф. Казаков. – М.: Машиностроение, 1976. – 312 с.
13. Люшинский, А. В. Диффузионная сварка разнородных материалов: учеб. пособие / А. В. Люшинский. – М.: Издательский центр «Академия», 2006. – 208 с.

Чернышов Е. А., Романов И. Д., Романов А. Д., Горбатов Р. О.
E. A. Chernyshov, I. D. Romanov, A. D. Romanov, R. O. Gorbатов

**СОВРЕМЕННЫЕ ПОДХОДЫ К ОЦЕНКЕ ТЯЖЕСТИ ПОВРЕЖДЕНИЙ
ПРИ МОДЕЛИРОВАНИИ МИННО-ВЗРЫВНЫХ ТРАВМ**

**MODERN APPROACHES TO GRAVITY ASSESSMENT OF DAMAGES WHEN MODELING
MINE AND EXPLOSIVE INJURIES**

Чернышов Евгений Александрович – доктор технических наук, профессор кафедры теплофизики, автоматизации и экологии печей Нижегородского государственного технического университета имени Р.Е. Алексеева (Россия, Нижний Новгород); тел.: + 7 (831) 436-03-02. E-mail: nil_st@nntu.ru.

Mr. Evgeny A. Chernyshov – Doctor of Engineering, Professor of the Department of thermal physics, automation and ecology of furnaces Nizhny Novgorod state technical university named after R.E. Alekseev (Russia, Nizhny Novgorod); tel.: + 7 (831) 436-03-02. E-mail: nil_st@nntu.ru.

Романов Иван Дмитриевич – инженер Нижегородского государственного технического университета имени Р.Е. Алексеева (Россия, Нижний Новгород); тел.: + 7 (831) 436-03-02. E-mail: nil_st@nntu.ru.

Mr. Ivan D. Romanov – engineer at Nizhny Novgorod state technical University named after R. E. Alekseev (Russia, Nizhny Novgorod); tel.: + 7 (831) 436-03-02. E-mail: nil_st@nntu.ru.

Романов Алексей Дмитриевич – инженер Нижегородского государственного технического университета имени Р.Е. Алексеева (Россия, Нижний Новгород); тел.: + 7 (831) 436-03-02. E-mail: nil_st@nntu.ru.

Alexey D. Romanov – engineer at Nizhny Novgorod state technical University named after R. E. Alekseev (Russia, Nizhny Novgorod); tel.: + 7 (831) 436-03-02. E-mail: nil_st@nntu.ru.

Горбатов Роман Олегович – врач – травматолог-ортопед, руководитель лаборатории аддитивных технологий Приволжского исследовательского медицинского университета Минздрава России (Россия, Нижний Новгород); тел.: + 7 (831) 436-03-02. E-mail: nil_st@nntu.ru.

Mr. Roman O. Gorbатов – the doctor – the traumatologist-the orthopedist, head of the laboratory of additive technologies of the Volga research medical University of the Ministry of health of Russia (Russia, Nizhny Novgorod); tel.: + 7 (831) 436-03-02. E-mail: nil_st@nntu.ru.

Аннотация. Особенностью современного общевоинского боя является широкое применение бронетехники. Однако в последнее время военные действия в конфликтах низкой интенсивности всё чаще носят партизанский характер, отличающийся широким применением мин и самодельных взрывных устройств. Особенностью минно-взрывных повреждений является то, что, не имея прямых аналогов среди традиционных механических повреждений, они представляют собой сложный, специфический вид политравмы, характеризующийся одновременным воздействием на пострадавшего совокупности механических и в ряде случаев термических и химических поражающих факторов. В настоящее время наиболее полно разработаны критерии для оценки повреждений, получаемых водителем и пассажирами при столкновении автомобиля. Критерии входят в регламенты по безопасности многих стран и используются во всём мире. Для расчётного определения тяжести повреждений экипажа при подрыве техники оценки наибольшее распространение получил программный комплекс LS DYNA. Однако расчётные модели в ряде случаев некорректно оценивают возможные последствия для организма человека, в частности повреждения внутренних органов, головного мозга, нижних конечностей. В статье приведена информация о различных методиках оценки повреждений, получаемых экипажем техники при подрывах на минах. Особое внимание уделено повреждениям нижних конечностей, получаемым при подрывах без пробития брони.

Summary. The peculiar feature of modern general fight is the broad application of armored vehicles. However, military operations in the conflicts of low intensity are of the guerrilla character with wide use of mines and improvised explosive devices. Explosive damages and mines represent the complicated and specific type of a polyinjury that is characterized by simultaneous impact on the victim of set of mechanical and in some cases thermal and chemical striking factors. Explosive damages and mines do not have direct substitutes among traditional mechanical damages. Nowadays criteria for assessment of the injuries received by the driver and passengers at car collision



are most fully developed. Criteria are included into safety regulations of many countries and are used around the world. To assess damages of crew when blasting the equipment LS DYNA program complex is widely applicable. However, calculating models in some cases do not correctly evaluate possible effects for a human body, in particular an internal injury, brain, the lower limbs. The authors provide information on different techniques of damage assessment sustained by crew when blasting on mines. Special attention is paid to injuries of the lower limbs received when blasting without armor destruction.

Ключевые слова: экипаж, техника, мина, взрыв, повреждение нижних конечностей.

Key words: crew, equipment, mine, explosion, damage of the lower limbs.

УДК 314

Особенностью современного общевойскового боя является широкое применение бронетехники. Однако в последнее время военные действия в конфликтах низкой интенсивности всё чаще носят партизанский характер, отличающийся широким применением мин и самодельных взрывных устройств (СВУ). Поэтому в ряде случаев широкое распространение получили защищённые от мин автомобили (Mine Resistant Ambush Protected). При этом для оценки потерь в различных странах используются различные методики, например, в [1-3] видно значительное расхождение данных о ранениях в разных источниках, в том числе в разные периоды одного конфликта. Кроме того, в разные фазы одного конфликта может значительно отличаться характер ранений. Например, в ходе наступательной фазы операции «Иракская свобода 1» чаще наблюдались ранения от стрелкового оружия, тогда как в оккупационную фазу преобладали осколочные ранения вследствие применения самодельных взрывных устройств. В целом во время операции в Ираке 2003 г. величина санитарных потерь Вооружённых сил США, пострадавших от минно-взрывных повреждений, составляла 31 % [4]. Распределение средств поражения американских войск в Афганистане и Ираке по частоте применения и пробивающей способности показано в работе [5]. Аналогичная ситуация складывалась и в отечественной практике, так в отдельные периоды вооружённых конфликтов на Северном Кавказе (1994–1997, 1999–2002) частота минно-взрывной травмы достигала 76 %, однако в целом в период первой кампании составила 28 %, второй кампании – 35 %. В работе [6] показана структура санитарных потерь хирургического профиля по локализации применительно к СССР/РФ. В целом в военных конфликтах низкой интенсивности второй половины XX – начала XXI в. ранения и травмы, имеющие взрывную этиологию, составляют значительную часть в структуре боевых санитарных потерь.

В статье [7] приведена информация по изменению боевых повреждений бронетанковой техники по годам боевых действий. Применительно к подрывам техники имеют место две тенденции: во-первых, санитарные потери при взрывах значительно превышают безвозвратные; во-вторых, среди минно-взрывных повреждений преобладают тяжёлые и крайне тяжёлые политравмы и комбинированные поражения, для которых характерны длительные сроки лечения, которые нередко заканчиваются инвалидностью.

Особенностью минно-взрывных повреждений является то, что, не имея прямых аналогов среди традиционных механических повреждений, они представляют собой сложный, специфический вид политравмы, характеризующийся одновременным воздействием на пострадавшего совокупности механических и в ряде случаев термических и химических поражающих факторов.

В настоящее время наиболее полно разработаны критерии для оценки повреждений, получаемых водителем и пассажирами при столкновении автомобиля. Критерии входят в регламенты по безопасности многих стран и используются во всём мире.

Основным критерием для оценки опасности получаемых человеком травм при подрыве техники было выбрано ускорение, действующее на голову манекена. Такой выбор обусловлен тем, что именно чрезмерные ускорения, действующие на головной мозг человека, приводят к тяжёлым последствиям, вплоть до летального исхода. На основе функции ускорения головы человека в зависимости от времени построен широко используемый в настоящее время в автомобильной про-

мышленности критерий НИС (Head Injury Criteria – критерий тяжести повреждений головы). По этому критерию оценивается пассивная безопасность автомобиля при столкновениях.

Однако применение этих критериев для оценки травм, получаемых экипажем техники при подрыве, является ограниченно обоснованным, так как процессы столкновения и подрыва автомобиля сильно отличаются в первую очередь скоростью нарастания перегрузок. Применительно к стандартам STANAG 4569 оговаривается только стойкость к подрывам, в то время как в AEP-55, Volume 2 (Edition 2) указаны способ определения и критерии оценки травмы. В табл. 1 приведены допустимые пределы нагрузок / Injury Assessment Reference Values for Hybrid III ATD with MIL-Lx; в табл. 2 приведена расшифровка AIS-code.

Таблица 1

Допустимые пределы нагрузок

Body region	Criterion	IARV	Pass/fail level
Head	Head Injury Criterion	HIC15	250
Neck	Axial compression force Axial tension force Shear force Bending moment (flexion) Bending moment (extension)	$Fz-$ $Fz+$ $Fx+- / Fy+-$ Mocy + Mocy -	4.0 kN - 0 ms / 1.1 kN > 30 ms 3.3 kN @ 0 ms / 2.8 kN @ 35 ms / 1.1 kN > 45 ms 3.1 kN @ 0 ms / 1.5kN @ 25-35 ms / 1.1 kN > 45 ms 190 Nm 77 Nm
Thorax	Thoracic Compression Criterion Viscous Criterion	TCCfrontal VCfrontal	30 mm 0.70 m/s
Spine	Dynamic Response Index	DRIZ	17.7
Femur	Axial compression force	$Fz-$	6.9 kN
Tibia*	Axial compression force	$Fz-$	2.6 kN (Mil-LX, upper load cell) 5.4 kN (HIII, lower load cell)

Таблица 2

AIS-code

AIS-code	Степень травмы	Пример
1	Незначительная / Minor	Поверхностная рана / superficial laceration Перелом пальца ноги
2	Умеренная / Moderate	Перелом грудины / fractured sternum Перелом большеберцовой кости / tibia fracture (simple)
3	Серьёзная / Serious	Открытый перелом плечевой кости / open fracture of humerus Перелом большеберцовой кости / tibia fracture (complex)
4	Тяжёлая / Severe	Перфорирование трахеи / perforated trachea Amputation (above knee) ампутация (выше колена)
5	Критическая / Critical	Разрыв печени с потерей ткани / ruptured liver with tissue loss Pelvis crush (open) перелом таза
6	Максимальная / Maximum	Полный разрыв аорты / total severance of aorta

На рис. 1 и 2 приведены кривые определения вероятности повреждения в зависимости от различных НИС15 и Fz . На рис 4 показан пример оценки вероятности получения травмы разного уровня при одной нагрузке $Fz = 8$ кН.

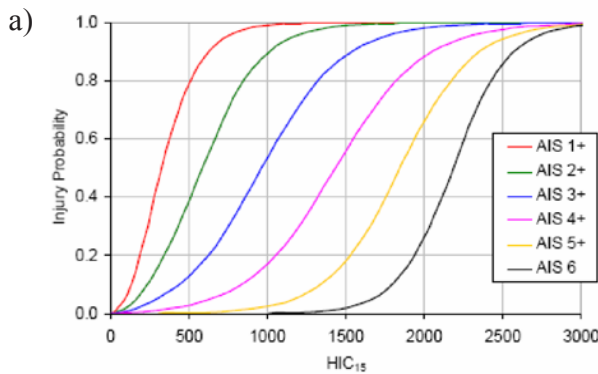


Рис. 1. NHC injury risk curve
Вероятность получения травмы
в зависимости от HIC15

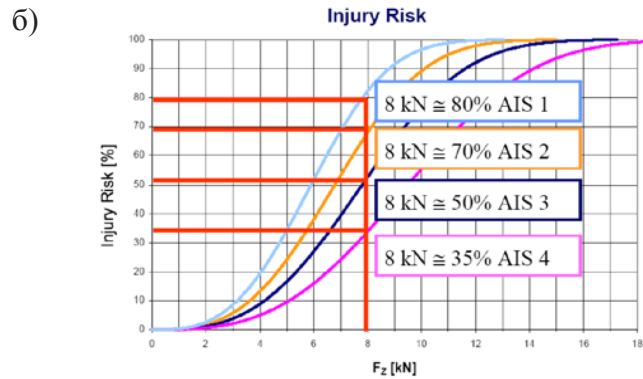


Рис. 2. Injury Risk
Вероятность получения травмы
в зависимости от F_z

Кроме того, в ряде стран, имеющих большой опыт борьбы с минами, внедряют собственные стандарты [18], как, например, в ЮАР, имеющей значительный практический опыт противоминной борьбы (RSA-MIL-std-37).

Работа [8] посвящена проблеме оценки травмобезопасности головы человека при ударе, вследствие которого может возникнуть черепно-мозговая травма. Отмечено, что методика подсчёта критерия НИС построена без учёта биомеханической структуры головы человека как многокомпонентной вязкоупругой системы и не соответствует общепринятым в механике и биомеханике методикам анализа задач подобного рода.

Известно, что при аварийном приземлении вертолётов и самолётов на экипаж действуют большие вертикальные перегрузки (18...30 g) при относительно малом времени действия (до 71 мс) [8], которые приводят к травмам экипажа. Одной из самых уязвимых частей тела при вертикальных перегрузках является позвоночник. Для предотвращения подобных травм были разработаны энергопоглощающие кресла, которые за счёт деформации энергопоглощающих элементов и, соответственно, просадки кресла, рассеивают энергию удара, тем самым снижая перегрузки. Подобные перегрузки действуют и при подрыве техники на mine, однако с большей амплитудой и меньшим временем действия (порядка 1...5 мс). Корпус техники при подрыве практически мгновенно приобретает вертикальную скорость и без соответствующей защиты экипаж получает серьёзные травмы позвоночника.

Ряд работ посвящён практическим экспериментам. Так, в работе [10] представлены результаты практических испытаний основных повреждающих факторов. В рамках исследования проведены испытания бронированной машины разминирования БМР-ЗМА. В качестве экспериментальной модели использовались свиньи и кролики. В работе [4] указано, что особенностью минновзрывных повреждений, полученных при подрыве бронетехники вне зависимости от факта её пробития или непробития, является то, что данные повреждения невозможно однозначно отнести к дистантным или контактными. Основным фактором, вызывающим повреждения у экипажа при подрыве бронетехники при условии её непробития, являются вертикальные ударные ускорения, порог летальности которых составляет 10 g при экспозиции 2,0 мс и более, порог травмобезопасности – 4 g при экспозиции менее 2,0 мс.

Для решения задачи сохранения жизни и уменьшения потенциального вреда здоровью при подрыве техники на mine применяют различные конструктивные мероприятия: увеличение клиренса броневедомоги, использование V-образного днища, применение защитных экранов, использование пористых энергопоглощающих материалов, крепление сидений к крыше или бортам броневедомоги, а также использование сидений энергопоглощающей конструкции [11].

В работе [12] дан обзор энергопоглощающих кресел, применяемых в автобронетанковой и авиационной технике начиная с 60-х гг. XX в. и до наших дней. Представлены различные виды

энергопоглощающих элементов, которые используются в креслах. Рассмотрена возможность применения вертолётных кресел для защиты экипажа автобронетанковой техники при подрыве на mine. Современные энергопоглощающие системы, самостоятельно настраивающиеся под вес пассажира и регулирующие силу срабатывания кресла экипажа, имеют значительную стоимость. Это ограничивает их массовое использование для автобронетанковой техники.

В работе [13] приведена сравнительная оценка влияния способов закрепления сидений в корпусе техники на безопасность экипажа при минном подрыве. Сравнительная оценка проводилась для двух способов крепления сидений в бронекорпусе. Первый способ предполагал крепление сидения к борту корпуса, второй – к крыше корпуса. Расчёт осуществлялся на конечно-элементных моделях в программном комплексе LS-DYNA.

В статьях [14; 15] описано математическое моделирование подрыва high-mobility multipurpose wheeled vehicle – процесс подрыва смоделирован и фактически осуществлён подрыв техники на основе LS-DYNA. При этом показано, что при подрыве техники на минах на экипаж действуют значительные перегрузки, при этом одной из уязвимых частей тела являются ноги. Основными видами травм нижних конечностей являются: перелом пяточной кости, травматическая ампутация стопы, переломы малой и большой берцовых костей.

Для определения оценки травмобезопасности экипажа при натурных испытаниях подрывом образцов техники в кабину и обитаемые отсеки помещали антропоморфные манекены с определённым набором датчиков (см. рис. 3). Так, для определения оценки травмобезопасности нижних конечностей в манекене использовали специально разработанные макеты голени с вмонтированными пятикомпонентными тензодатчиками: один – в верхней части голени, другой – в нижней, один трёхкомпонентный датчик ускорения – в голени, другой – в стопе и ещё один однокомпонентный датчик ускорения – в пятке. Предельно допустимое значение усилия, замеренное в верхнем тензодатчике голени согласно стандарту STANAG 4569 (Edition2), составляет 5,4 кН, что соответствует 10 % вероятности получения травмы по шкале AIS2+.

На рис 5. показаны различия в моделях оценки тяжести повреждения нижних конечностей.

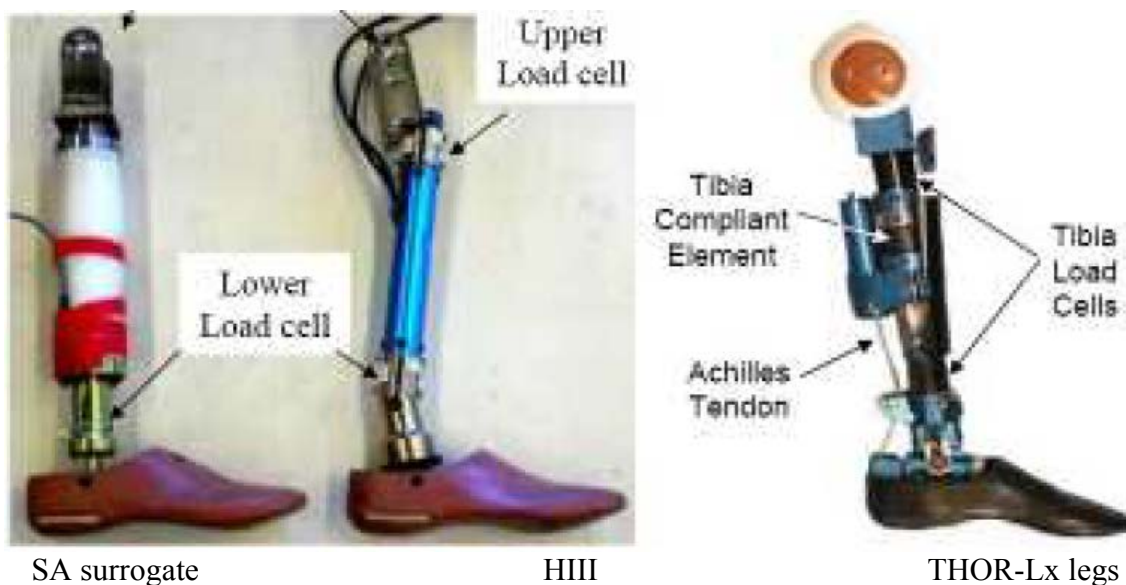


Рис. 3. Сравнение моделей нижних конечностей, применяемых при испытаниях [19]

Причиной получения повреждений нижних конечностей являются большие сжимающие силы, возникающие в костях нижних конечностей вследствие высокоскоростного их удара о пол. Возникающие сложные переломы могут привести к серьёзным сосудистым нарушениям, которые представляют реальную угрозу для жизни человека (см. рис 4, 5). Поэтому большое значение

приобретают меры, направленные на снижение вероятности повреждения нижних конечностей человека при подрыве броневедомобиля.



Рис. 4. Повреждение стопы при подрыве техники на СВУ (множественные переломы, разрывы тканей, видна отёчность конечности; фото сделано через час после подрыва)

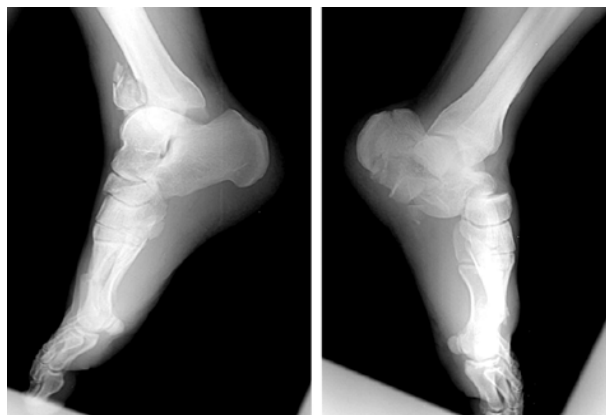


Рис. 5. Переломы в области дистального метаэпифиза костей голени и пяточной кости, возникшие у военнослужащего, находившегося внутри бронированного транспортного средства в момент взрыва под его днищем СВУ

В работе [16] представлен метод оценки травмобезопасности нижних конечностей экипажа автобронетанковой техники при подрыве на минах с использованием специального макета ноги. Проведено математическое моделирование деформации макета нижней конечности при различных скоростях удара.

В современных броневедомобилях самой распространённой конструктивной мерой по снижению ударных нагрузок на ноги является фальшпол. Однако последние тенденции указывают на активное применение другого конструктивного решения – подставок для ног. Кроме того, испытываются различные варианты подвесных систем [20].



Рис. 6. Подвесная система крепления сидения (ноги находятся на платформе)

В работе [17] проведена сравнительная оценка травмобезопасности двух вариантов расположения нижних конечностей экипажа: первого – стопы ног полностью опираются на фальшпол, второго – стопы опираются на подставку. В обоих расчётных случаях стопы манекена находятся

на одном уровне от днища броневедомобиля. Расчёт проводился в программном комплексе LS DYNA. Для оценки степени передачи ударного импульса к ступням сидящего члена экипажа при моделировании использовалась модель манекена Hybrid III.

Известно, что вероятность повреждения сильно зависит от выбора обуви как для спортсменов, так и в случае подрыва на мине. В частности, в [21; 22] приведено сравнение результатов испытаний моделей голени различных систем (НИИ (N) THOR-Lx (N) MiL-Lx (N)) в обуви.

Модель Frangible Surrogate Leg (FSL), показанная на рис. 7, начала разрабатываться Australia's Defence Science and Technology Organisation (DSTO) в начале 90-х гг. как часть его программы Human Surrogate Program. Североатлантический альянс (НАТО) признал [21], что FSL спроектирован и может физически смоделировать механические характеристики нижних конечностей и, следовательно, позволяет проводить оценку повреждений при подрыве.



Рис. 7. Макет костной системы, применяемый при анализе повреждения

Методики определения тяжести повреждений экипажа при подрыве техники значительно отличаются. Для её оценки наибольшее распространение получил программный комплекс LS DYNA. Однако расчётные модели в ряде случаев некорректно оценивают возможные последствия для организма человека, в частности повреждения внутренних органов, головного мозга, нижних конечностей.

ЛИТЕРАТУРА

1. Феличано, Д. В. Травма. В 3 т. Т 3. / Д. В. Феличано, К. Л. Маттокс, Э. Е. Мур; пер. с англ.; под. ред. Л. А. Якимова, Н. Л. Матвеева. – М.: Изд-во Панфилова, 2013. – 576 с.
2. Гуманенко, Е. К. Военно-полевая хирургия: учеб. для студентов мед. вузов / Е. К. Гуманенко. – М.: ГЭОТАР-Медиа, 2008. – 768 с., с илл.
3. British Crown copyright 2003 / DSTL – published with the permission of the Controller of Her Majesty's Stationary Office.ё
4. Свирида, В. С. Особенности повреждений у личного состава экипажа бронетехники при её подрыве: дис. ... канд. мед. наук: 05.26.02 / Свирида Валерий Степанович. – СПб., 2013. – 112 с.
5. Horn, K. Lightning Body Armor / K. Horn // U.S. Army Technical Report of RAND Corp. – 2011. – 66 p.
6. Пантюхов, А. П. Прогнозирование санитарных потерь / А. П. Пантюхов // Организация медицинского обеспечения Вооружённых Сил. – 2007. – № 3. – С. 3-5.
7. Королёв, Г. Е. Исследование боевых повреждений образцов отечественной бронетанковой техники / Г. Е. Королёв, Р. З. Мамлеев // Вестник бронетанковой техники, 1991. – № 8. – С. 15-20.
8. Рабинович, Б. А. О неправомерности использования критерия НИС (HEAD INJURY CRITERIA) для оценки травмобезопасности головы человека при ударе / Б. А. Рабинович, Н. А. Кулаков // Журнал автомобильных инженеров. – 2015. – № 5(94). – С. 10-15.
9. United States Code of Federal Regulations, Title 14, Part 27. Airworthiness Standards: Normal Category Rotorcraft, 14 CFR 27.562 (Subpart 562) from october 1, 2002. – Washington (DC). – 2002.



10. Титов, Р. В. Определение порогов травмобезопасности и летальности при подрыве бронетехники / Р. В. Титов, И. А. Соловьев, В. С. Свирида, И. А. Шперлинг, А. А. Галака // Вестник Российской военно-медицинской академии. – № 3(51). – 2015. – С. 133-139.
11. Shu Yang and Chang Qi Blast-Resistant Improvement of Sandwich Armor Structure with Aluminum Foam Composite // School of Automotive Engineering, State Key Laboratory of Structural Analysis for Industrial Equipment, Dalian University of Technology. – Vol. 2013. – 8 p.
12. Кулаков, Н. А. Особенности конструкций энергопоглощающих кресел, используемых в автобронетанковой и авиационной технике / Н. А. Кулаков, Е. В. Гаврилов // Известия МГТУ (МАМИ). – 2014. – Т. 1. – № 1(19). – С. 29-38.
13. Рябов, Д. М. Оценка влияния способов закрепления сидений на живучесть экипажа при подрыве броневедомо-автомобиля / Д. М. Рябов, А. А. Смирнов, Д. О. Бутарович // Известия высших учебных заведений. Машиностроение. – 2012. – № 3. – С. 43-47.
14. Grujicic, M. Computational investigation of the effect of up-armouring on the reduction in occupant injury or fatality in a prototypical high-mobility multi-purpose wheeled vehicle subjected to mine blast / M Grujicic, G Arakere, W C Bell, I Haque: proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part D // Journal of Automobile Engineering. – 2009. – 223: 903 DOI: 10.1243/09544070JAUTO1170.
15. Numerical simulation of armored vehicles subjected to undercarriage landmine blasts DOI: 10.1007/s00193-015-0576-1.
16. Гаврилов, Е. В. Разработка специального приспособления для оценки перегрузок ног экипажа автобронетанковой техники при подрыве на минах / Е. В. Гаврилов, И. В. Паниченко, Н. А. Кулаков // Вооружение, военная техника и боеприпасы: сб. науч. статей. Форум лучших студентов технических вузов России / редкол.: В. К. Балтян (отв. ред.) и др. – М.: Ассоциация техн. ун-тов, 2015. – С. 96-99.
17. Рябов, Д. М. Оценка влияния размещения нижних конечностей экипажа броневедомо-автомобиля на травмобезопасность при подрыве / Д. М. Рябов, А. А. Смирнов, Д. О. Бутарович // Известия высших учебных заведений. Машиностроение. – 2012. – № 3. – С. 43-48.
18. Reinecke, J. D. A safe and secure South Africa Vehicle landmine protection validation testing / J. D. Reinecke, I. M. Snyman, R. Ahmed, F. J. Beetge // Available from: Izak Marius Snyman, Mar 31, 2014. See discussions, stats, and author profiles for this publication at: <https://www.researchgate.net/publication/30510871>.
19. Pandelani, Th. The evaluation of the south african surrogate leg for landmine protection injury measurements / Th. Pandelani, D. Reinecke, Fr. Beetge // Seventh South African Conference on Computational and Applied Mechanics SACAM10 Pretoria. – 2010.
20. Производитель кресел повышенной защищённости [Электронный ресурс]. – Режим доступа: <http://www.autoflug.de>, свободный. – Загл. с экрана (дата обращения: 25.05.2018).
21. Pandelani, T. An investigation of the forces within the tibiae at typical blast loading rates – with different boots: thesis presented for the Degree of master of science in the Department of Mechanical Engineering in the special field of Impact Biomechanics University of Cape Town / Pandelani Thanyani. – 2014.
22. Bergeron, D. M. Assessment of foot protection against anti-personnel landmine blast using a frangible surrogate leg / D. M. Bergeron, G. G. Coley, M. S. Rountree, I. B. Anderson // UXO Forum, New Orleans. – 2001.