ВЕСТНИК машиностроения

ЕЖЕМЕСЯЧНЫЙ НАУЧНО-ТЕХНИЧЕСКИЙ И ПРОИЗВОДСТВЕННЫЙ ЖУРНАЛ

10
2018

ИЗДАЕТСЯ С НОЯБРЯ 1921 ГОДА

Журнал входит в перечень утвержденных ВАК РФ изданий для публикации трудов соискателей ученых степеней

Журнал переводится на английский язык, переиздается и распространяется во всем мире фирмой "Аллертон Пресс" (США)

ООО «Издательство «Инновационное машиностроение»

Адрес издательства:

107076, Москва, Колодезный пер., д. 2а, стр. 2
Телефон: 8-(499) 269-51-98

Адрес редакции:

107076, Москва,
Колодезный пер., д. 2а, стр. 2
Телефон: 8-(495) 661-38-80.
E-mail: vestmash@mashin.ru; vestmash@mail.ru
www.mashin.ru

Журнал зарегистрирован 19 апреля 2002 г. за ПИ № 77-12421 в Министерстве РФ по делам печати, телерадиовещания и средств массовых коммуникаций
Учредитель: А.И. Савкин

Индекс: **27841** ("Пресса России")
Цена свободная

Отпечатано в ООО "Канцлер",
150008, г. Ярославль, ул. Клубная, д. 4, кв. 49.
Оригинал-макет: ООО "Адвансед солюшнз".
119071, г. Москва, Ленинский пр-т, д. 19, стр. 1.
Сайт: **www.aov.ru**

Главный редактор А.И. САВКИН

РЕДАКЦИОННАЯ КОЛЛЕГИЯ:

Албагачиев А.Ю., д-р техн. наук, **Алешин Н.П.,** д-р техн. наук, акад. РАН, **Братухин А.Г.,** д-р техн. наук, **Воронцов А.Л.,** д-р техн. наук, **Гусейнов А.Г.,** д-р техн. наук, **Дмитриев А.М.,** д-р техн. наук, член-корр. РАН (председатель секции обработки материалов без снятия стружки), **Драгунов Ю.Г.,** д-р техн. наук, член-корр. РАН, **Древаль А.Е.,** д-р техн. наук (председатель секции технологии машиностроения), **Кутин А.А.,** д-р техн. наук, **Омельченко И.Н.,** д-р техн. и экон. наук (председатель секции организации и экономики производства), **Кузин В.В.,** д-р техн. наук, **Попов Д.Н.,** д-р техн. наук, **Попов А.В.,** д-р техн. наук, **Рыбин В.В.,** д-р техн. наук, член-корр. РАН, **Трегубов Г.П.,** д-р техн. наук, **Сычев А.П.,** канд. физ.-мат. наук, **Скугаревская Н.В.** (ответственный секретарь)

СОДЕРЖАНИЕ

КОНСТРУИРОВАНИЕ, РАСЧЕТ, ИСПЫТАНИЯ И НАДЕЖНОСТЬ МАШИН

Галдин Н. С., Семенова И. А. — Системный подход к созданию гидравлических импульсных систем строительных машин . . . 3

Сергеев С. А., Трубников В. Н., Боев С. Г. — Методика расчета цепных муфт по главным критериям работоспособного состояния . . . 7

Щерба В. Е., Шалай В. В., Кондюрин А. Ю., Овсянников А. Ю., Дорофеев Е. А., Крюков К. С. — Анализ деформационного, массообменного и теплового взаимодействий в процессе сжатия в насосах объемного действия . . . 16

Бирюков В. И., Царапкин Р. А. — Экспериментальное определение декрементов затухания в камерах сгорания жидкостных ракетных двигателей . . . 21

Андреев С. А., Селезнев С. В. — Измерение приращения свободного объема изделий из композитов . . . 27

Манфановский С. Б., Енаев А. А. — Дорожные исследования плавности хода автомобильного прицепа ЛАВ-81011 с внутренним подрессориванием колес . . . 30

Мевша Н. В., Пунтус А. В. — Определение минимальных размеров кулачковых механизмов аналитическим методом . . . 33

Катаев Ю. П., Закиров И. М. — Определение геометрических параметров полых валов из полимерных композиционных материалов для передачи мощности и крутящего момента . . . 37

ТЕХНОЛОГИЯ МАШИНОСТРОЕНИЯ

Жарков В. А. — Испытания материалов. Двухугловая гибка без прижима заготовки . . . 39

Албагачиев А. Ю., Привезенцев В. И., Мамедова И. Ю. — Технологическое обеспечение импульсной лазерной пайки при сборке элементов из цветных металлов и минералов . . . 47

Афанасьев В. А., Никитин П. В., Тушавина О. В. — Поведение титановых сплавов в условиях аэродинамического нагрева гиперзвуковых летательных аппаратов . . . 49

Сурков В. А. — Аналитический обзор основных методов получения интерметаллидных композиционных материалов . . . 55

Монастырский А. В. — Высокоэффективное проектирование литейной технологии фасонной отливки из магниевого сплава. Часть 2. Прогнозирование и устранение трещин . . . 61

Волков С. С., Прилуцкий М. А., Дерябин А. А. — Основы управления технологическим процессом при ультразвуковой сварке полимерных материалов . . . 65

Коротких М. Т., Радкевич М. М., Кряжев Д. Ю. — Плазменно-механическая обработка отверстий в высокопрочных и марганцовистых сталях . . . 70

Проблемы теории и практики резания материалов

Волков Д. И., Проскуряков С. Л., Дружков С. С., Рыкунов А. Н. — Прогнозирование режущих свойств пластин из сверхтвердых материалов по частоте собственных колебаний . . . 74

Галкин М. Г., Смагин А. С. — Алгоритм нелинейной оптимизации режимов окончательной механической обработки . . . 77

Дерябин И. П., Миронова И. Н. — Исследование стойкости режущих пластин разных производителей при обработке титановых сплавов . . . 82

Мыльников В. В., Пронин А. И., Чернышов Е. А. — Оптимизация режима точения закаленной стали режущей керамикой методом симплекс планирования . . . 84

ТЕХНИЧЕСКАЯ ИНФОРМАЦИЯ

Варганов В. Б., Басалаев А. М., Варганов С. В., Стороженко П. А. — Автоматизированная система исследований генерации водорода при производстве портативных источников питания . . . 86

CONTENTS

DESIGN, CALCULATION, TESTS AND RELIABILITY OF MACHINES

Galdin N. S., Semenova I. A. — System approach to the creation of hydraulic impulse systems for construction machines

Sergeev S. A., Trubnikov V. N., Boev S. G. — Method of calculation of chain couplings according to the main criteria of working condition

Shcherba V. E., Shalay V. V., Kondyurin A. Yu., Ovsyannikov A. Yu., Dorofeev E. A., Kryukov K. S. — Analysis of deformation, mass-exchange and thermal interactions in the process of compression in volume-effect pumps

Biryukov V. I., Tsarapkin R. A. — Experimental determination of attenuation decrements in combustion chambers of liquid rocket engines

Andreev S. A., Seleznev S. V. — Measurement of the increment in the free volume of composite products

Manfanovskiy S. B., Enaev A. A. — Road research of the run smoothness of the "ЛАВ-81011" automobile trailer with internal suspension of wheels

Mevsha N. V., Puntus A. V. — Determination of the minimum sizes of cam mechanisms by the analytical method

Kataev Yu. P., Zakirov I. M. — Determination of the geometric parameters of hollow shafts from polymeric composite materials for transfer of power and torque

MANUFACTURING ENGINEERING

Zharkov V. A. — Testing of materials. Two-angle bending without workpiece pressing

Albagachiev A. Yu., Privezentsev V. I., Mamedova I. Yu. — Technological support of pulsed laser soldering for the assembly of elements from non-ferrous metals and minerals

Afanas'ev V. A., Nikitin P. V., Tushavina O. V. — Behavior of titanium alloys under the conditions of aerodynamic heating of hypersonic aircrafts

Surkov V. A. — Analytical overview of the general methods for production of intermetallic composite materials

Monastyrskiy A. V. — Highly-effective design of foundry casting technology from magnesium alloy. Part 2. Forecasting and cracks eliminating

Volkov S. S., Prilutskiy M. A., Deryabin A. A. — Fundamentals of process control for ultrasonic welding of polymeric materials

Korotkikh M. T., Radkevich M. M., Kryazhev D. Yu. — Plasma-mechanical treatment of holes in high-strength and manganese steels

Problems of theory and practice of materials cutting

Volkov D. I., Proskuryakov S. L., Druzhkov S. S., Rykunov A. N. — Forecasting of cutting properties of plates from superhard materials by the frequency of natural oscillations

Galkin M. G., Smagin A. S. — Algorithm of nonlinear optimization of final machining modes

Deryabin I. P., Mironova I. N. — Research of the durability of cutting inserts of different manufacturers in the processing of titanium alloys

Myl'nikov V. V., Pronin A. I., Chernyshov E. A. — Optimization of the mode of hardened steel turning by cutting ceramics using the simplex planning method

TECHNICAL INFORMATION

Varganov V. B., Basalaev A. M., Varganov S. V., Storozhenko P. A. — Automated system for hydrogen generation studies in the manufacture of portable power supplies

Технический редактор *Т. А. Шацкая*
Корректор *Е. В. Комиссарова*

Сдано в набор 25.08.2018. Подписано в печать 19.09.2018.
Формат 60 × 88 1/8. Бумага офсетная. Усл. печ. л. 10,78.

Перепечатка материалов из журнала "Вестник машиностроения" возможна при обязательном письменном согласовании с редакцией журнала; ссылка на журнал при перепечатке обязательна.
За содержание рекламных материалов ответственность несет рекламодатель.

© ООО «Издательство "Инновационное машиностроение"», "Вестник машиностроения", 2018

КОНСТРУИРОВАНИЕ, РАСЧЕТ, ИСПЫТАНИЯ И НАДЕЖНОСТЬ МАШИН

УДК 681.5:621.22 + 625.76

Н. С. ГАЛДИН, д-р техн. наук, И. А. СЕМЕНОВА, канд. техн. наук (СибАДИ, г. Омск), e-mail: galdin_ns@sibadi.org

Системный подход к созданию гидравлических импульсных систем строительных машин

Рассмотрена гидравлическая импульсная система, состоящая из базовой машины и гидравлического ударного устройства, включающего в себя энергетический блок, блок управления рабочим циклом и инструмент для разработки различных грунтов. Приведены зависимости основных параметров гидравлического ударного устройства, полученные с помощью программно-имитационного комплекса для моделирования гидроударных рабочих органов дорожно-строительных машин.

Ключевые слова: моделирование, гидравлическая импульсная система, гидравлическое ударное устройство, проектирование.

The hydraulic impulse system, consisting of a base machine and a hydraulic impact device, including an energy block, a working cycle control unit and a tool for developing various soils are considered. The dependences of the main parameters of the hydraulic shock device obtained with the help of a software-simulation complex for modeling of hydrostatic working members of road-building machines are given.

Keywords: modeling, hydraulic impulse system, hydraulic impact device, design.

Гидравлическая импульсная техника на основе гидравлических ударных устройств применяется для разрушения и разработки мерзлых и прочных грунтов, позволяет проходить скважины в грунте, забивать и извлекать свайные элементы, уплотнять грунт [1—6].

Гидравлическая импульсная система состоит из следующих основных элементов: гидравлической системы (насоса) базовой машины и гидравлического ударного устройства, включающего энергетический блок, блок управления рабочим циклом и инструмент.

Эффективность применения гидравлической импульсной системы определяется правильным выбором энергетических, конструктивных и рабочих параметров гидравлических ударных устройств с учетом выполняемых функций и характеристик базовой машины.

Схема гидравлической импульсной системы представлена на рис. 1.

В гидравлическом ударном устройстве энергия рабочей жидкости преобразуется в силовые импульсы определенной частоты и интенсивности, воздействующие на разрабатываемую среду. Из гидравлических ударных устройств наибольшее распространение получили гидропневматические ударные устройства, преимущества которых заключаются в компактности, низкой удельной металлоемкости (на единицу энергии единичного удара), простоте регулирования энергии единичного удара изменением давления зарядки газа в пневмоаккумуляторе [2, 7—9].

Схема гидропневматического ударного устройства показана на рис. 2.

К основным конструктивным параметрам гидропневматического ударного устройства относятся: энергия T единичного удара; частота f ударов;

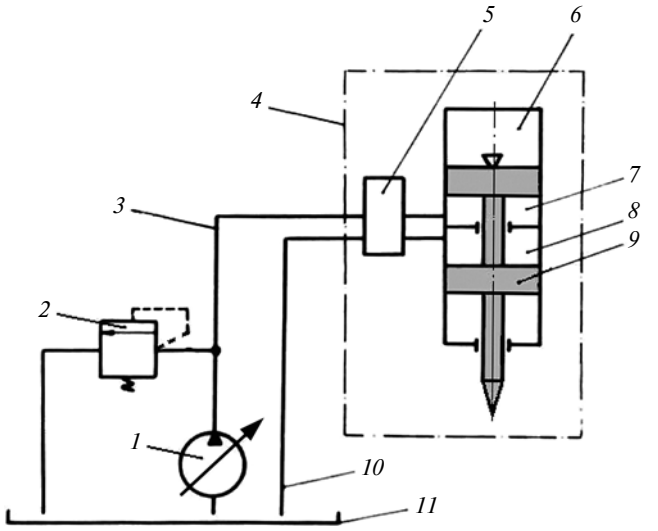


Рис. 1. Гидравлическая импульсная система:

1 — насос; *2* — предохранительный клапан; *3* — напорная гидролиния; *4* — гидроударное устройство; *5* — блок управления рабочим циклом; *6* — пневмоаккумуляторная камера; *7* — камера высокого давления (взводящая); *8* — камера низкого давления (сливная); *9* — боек; *10* — сливная гидролиния; *11* — гидробак

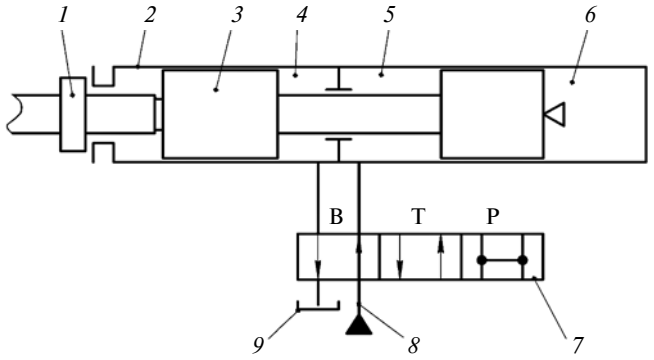


Рис. 2. Схема гидропневматического ударного устройства:

1 — инструмент; *2* — корпус; *3* — боек; *4* и *5* — камеры низкого и высокого давления; *6* — пневмоаккумуляторная камера; *7* — орган управления рабочим циклом; *8* — напорная гидролиния; *9* — гидробак; *В* — взвод бойка; *Т* — торможение; *Р* — разгон (рабочий ход)

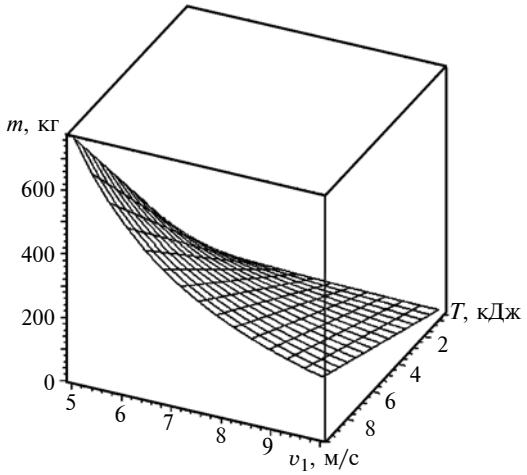


Рис. 3. Зависимость массы *m* бойка гидропневматического ударного устройства от энергии *T* единичного удара и скорости v_1 бойка в момент удара

эффективная (ударная) мощность $N_{уд}$; ударный импульс I; масса m подвижных частей (бойка); масса M гидроударника; диаметр d хвостовика инструмента; длина L молота; коэффициент $K_м$ металлоемкости; коэффициент полезного действия (КПД) η; энергия отдачи $E_{от}$; усилие $F_{от}$ отдачи.

Базовая машина, как правило, характеризуется массой $m_э$ и мощностью $N_{пр}$ насосной установки, которая зависит от номинального давления и подачи насоса.

Энергия единичного удара гидропневматического ударного устройства определяется выражением

$$T = mv_1^2/2, \qquad (1)$$

где v_1 — скорость подвижных частей в момент удара.

Значения энергии единичного удара для разработки конкретного грунта, выполнения определенной работы могут быть получены различными сочетаниями массы m бойка и скорости v_1 удара.

Эффективная (ударная) мощность гидропневматического ударного устройства определяется выражением $N_{уд} = Tf$.

Зависимость массы бойка гидропневматического ударного устройства от энергии единичного удара и скорости бойка в момент удара, полученной из формулы (1), представлена на рис. 3.

В общем виде проектирование гидравлических импульсных систем представляет собой процесс, состоящий из синтеза структуры объекта, выбора параметров элементов гидравлической импульсной системы, исследования математической модели системы, анализа результатов и принятия решения.

Проектирование конкретной гидроударной импульсной системы — последовательный процесс, связанный с улучшением импульсной системы и выполнением уточняющих конструктивных решений (рис. 4). Каждый итерационный цикл содержит анализ эффективности гидравлической импульсной системы, влияния на нее конструктивных параметров ее элементов и ограничений.

Целью проектирования гидравлической импульсной системы является выбор оптимального варианта структуры импульсной системы, которая обладает заданными свойствами и параметрами для генерирования ударных импульсов определенной энергии единичного удара и частоты при разработке грунта в определенных условиях. При этом должен быть высокий КПД использования установочной мощности привода при ограниченных размерах и массе ударного устройства для выбранной базовой машины.

Исходными данными для расчета и определения основных параметров гидравлической импульсной системы являются мощность насоса и масса базовой машины.

Частота ударов гидропневматического ударного устройства ограничивается ходом бойка и производительностью насоса базовой машины.

На основе проведенного регрессионного анализа технических параметров гидроударников отечес-

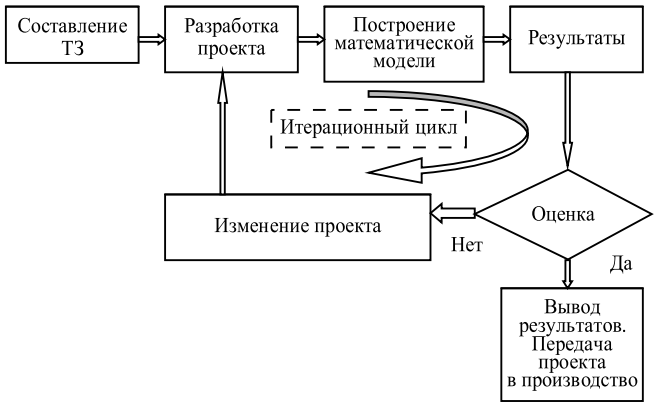


Рис. 4. Схема процесса проектирования гидроударной импульсной системы

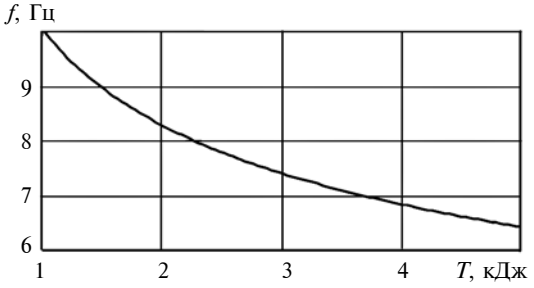


Рис. 5. Зависимость частоты *f* ударов гидропневматического ударного устройства от энергии *T* единичного удара

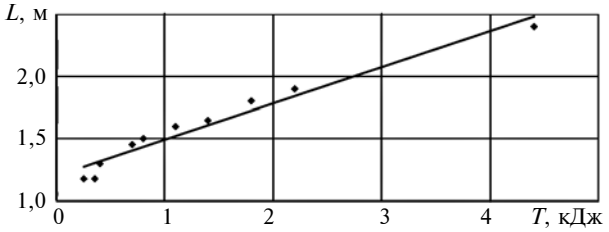


Рис. 6. Зависимость длины *L* гидропневматического ударного устройства от энергии *T* единичного удара

твенных и зарубежных фирм были установлены функциональные зависимости частоты ударов гидропневматического ударного устройства и его длины от энергии единичного удара.

Зависимость частоты ударов гидропневматического ударного устройства от энергии единичного удара выражается уравнением регрессии

$$f = bT^n, \qquad (2)$$

где f — частота ударов, Гц; $b = 68{,}598$ — коэффициент; $T \in (1000, 5000)$ — энергия единичного удара, Дж; $n = -0{,}2779$ — показатель степени.

На рис. 5 приведена зависимость частоты ударов гидропневматического ударного устройства от энергии единичного удара, построенная по уравнению регрессии (2). Согласно рис. 5 с увеличением энергии T единичного удара гидропневматического ударного устройства снижается частота f его ударов.

Зависимость длины гидропневматического ударного устройства от энергии единичного удара выражается уравнением регрессии

$$L = 0{,}0003T + 1{,}2065, \qquad (3)$$

где L — длина гидропневматического ударного устройства, м; T — энергия единичного удара, Дж.

Зависимость, построенная по уравнению (3), представлена на рис. 6. В настоящее время реальный подход к проектированию гидравлических ударных устройств заключается в наиболее полном сочетании возможностей вычислительной техники по переработке больших объемов информации с умением проектанта-разработчика оценивать ситуацию и выполнять функции, требующие воображения, интуиции и способности учитывать различные факторы, не предусмотренные первоначальной программой.

Разработка полных математических моделей гидравлических импульсных систем базируется на представлении их в виде технических систем, состоящих из механической и гидравлической подсистем, т. е. физических подсистем двух видов.

В зависимости от решаемых задач число элементов механической подсистемы может принимать различные значения и определяется в основном числом учитываемых при моделировании подвижных масс гидравлических импульсных систем (боек, корпус гидроударного устройства, запорно-регулирующие элементы блока управления рабочим циклом, гидрораспределитель, пружины и др.).

Число гидравлических подсистем определяется особенностями конструктивных решений гидроударного устройства: конструкцией взводящей и сливной камер (полостей) гидроударника.

Математическая модель гидропневматического ударного устройства включает основные конструктивные параметры гидропневмоударника, его элементы, параметры гидравлической системы базовой машины, описывает характерные периоды работы гидропневмоударника (фазы взвода, торможения, рабочего хода) [2, 7—9].

Математическая модель гидропневматического ударного устройства записывается в виде уравнений механической подсистемы, включающей уравнения движения бойка (подвижных частей) в виде основного уравнения динамики; уравнений гидравлической подсистемы, учитывающих условия неразрывности потока рабочей жидкости; уравнений связи между параметрами потока.

В общем виде система уравнений движения i-го подвижного элемента гидропневматического ударного устройства в дифференциальной форме может быть представлена уравнениями динамики следующего вида:

$$m_i \frac{\mathrm{d}^2 x_i}{\mathrm{d}t^2} = F_{\text{д}i} - F_{\text{с}i},$$

где x_i — перемещение подвижного элемента; m_i — масса подвижного элемента; $F_{\text{д}i}$ — движущие силы; $F_{\text{с}i}$ — силы сопротивления; t — время.

Движущие силы зависят от давлений, действующих в полостях гидроударного устройства, и эффективных площадей полостей. Силы сопротивления учитывают силы механического трения, вязкого трения, силы противодавления, силы гидравлического сопротивления, возникающие при вытеснении жидкости из полостей при работе гидроударного устройства и др. При рассмотрении движения инструмента гидроударного устройства учитываются силы сопротивления со стороны разрабатываемого грунта.

Разработано программное обеспечение для проведения динамического расчета гидропневматического ударного устройства. Программное обеспечение является основой программно-имитационного комплекса моделирования гидроударных рабочих органов дорожно-строительных машин и позволяет определять основные параметры гидропневматических ударных устройств в зависимости от давления зарядки газа пневмоаккумулятора, массы бойка, геометрических параметров гидроударника, длин гидролиний, свойств рабочей жидкости и других характеристик.

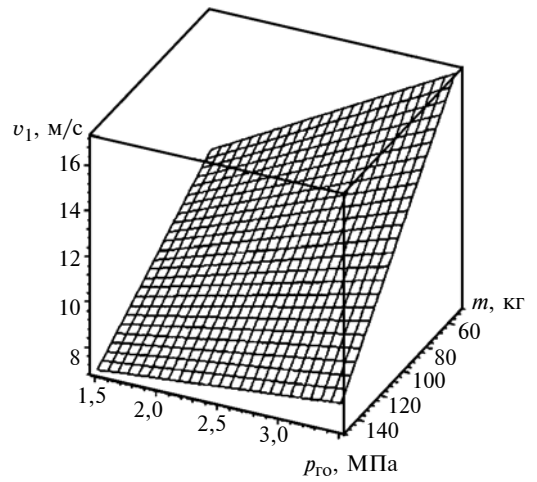


Рис. 7. Зависимость скорости v_1 удара от массы m бойка и давления $p_{го}$ зарядки газа пневмоаккумулятора (ход бойка l = 100 мм)

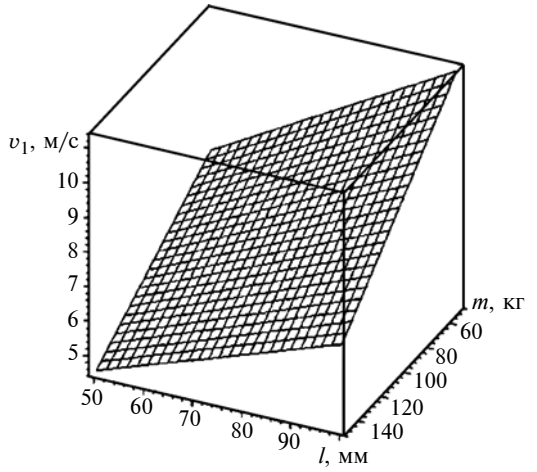


Рис. 8. Зависимость скорости v_1 удара от массы m и хода l бойка (давление зарядки газа пневмоаккумулятора $p_{го}$ = 1,5 МПа)

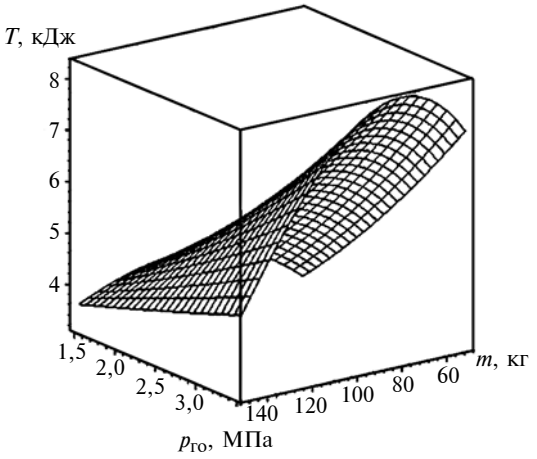


Рис. 9. Зависимость энергии T удара от массы m бойка и давления $p_{го}$ зарядки газа пневмоаккумулятора (ход бойка l = 100 мм)

Исследование математической модели гидропневматического ударного устройства позволило получить зависимости энергии единичного удара, скорости удара от массы бойка, хода бойка и давления зарядки газа пневмоаккумулятора.

На рис. 7—9 представлены результаты расчетов скорости удара и энергии единичного удара от влияющих факторов. Из приведенных зависимостей видно, что энергия единичного удара и скорость удара гидропневматического ударного устройства могут изменяться в широких диапазонах (1,5÷8,0 кДж — для энергии удара, от 4,5 до 16 м/с — для скорости удара) в зависимости от массы бойка, давления зарядки газа пневмоаккумулятора и хода бойка.

Широкие диапазоны изменения скорости удара и энергии единичного удара позволяют использовать гидропневматическое ударное устройство в качестве различных видов сменных рабочих органов (гидромолоты, гидротрамбовки) дорожно-строительных машин, в частности экскаваторов.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Алимов О. Д., Басов С. А.** Гидравлические виброударные системы. М.: Наука, 1990. 352 с.
2. **Галдин Н. С.** Многоцелевые гидроударные рабочие органы дорожно-строительных машин: Монография. Омск: Изд-во СибАДИ, 2005. 223 с.
3. **Теория удара** в строительстве и машиностроении / В. Н. Тарасов, И. В. Бояркина, М. В. Коваленко и др. М.: Изд-во АСВ, 2006. 336 с.
4. **Теоретические** основы создания гидроимпульсных систем ударных органов машин / А. С. Сагинов, И. А. Янцен, Д. Н. Ешуткин, Г. Г. Пивень. Алма-Ата: Наука, 1985. 256 с.
5. **Ушаков Л. С., Котылев Ю. Е., Кравченко В. А.** Гидравлические машины ударного действия. М.: Машиностроение, 2000. 416 с.
6. **Янцен И. А., Ешуткин Д. Н., Бородин В. В.** Основы теории и конструирования гидропневмоударников. Кемерово: Кемеровское кн. изд-во, 1977. 246 с.
7. **Галдин Н. С., Семенова И. А.** Автоматизированное моделирование гидроударного оборудования для экскаваторов: Монография. Омск: СибАДИ, 2008. 101 с.
8. **Галдин Н. С., Галдин В. Н.** Анализ влияния конструктивных параметров гидропневмоударников на энергетические показатели гидравлических импульсных систем строительных машин // Омский научный Вестник. Сер. Приборы, машины, технологии. Омск: ОмГТУ, 2016. № 5 (149). С. 11—14.
9. **Щербаков В. С., Галдин В. Н.** Моделирование гидравлических импульсных систем // Вестник Воронежского государственного технического университета. 2010. Т. 6. № 5. С. 121—124.

УДК 621.855

С. А. СЕРГЕЕВ, канд. техн. наук (ООО "Наука и образование", г. Старый Оскол),
В. Н. ТРУБНИКОВ, канд. техн. наук (Курская ГСХА), С. Г. БОЕВ, канд. экон. наук (ЮЗГУ, г. Курск),
e-mail: kgsha.pma@mail.ru

Методика расчета цепных муфт по главным критериям работоспособного состояния

Предложена единая для передач и муфт методика оценки нагрузочной способности цепного привода, охватывающая все основные конструкции муфт. Представленная методика выбора цепных муфт с проектировочным и проверочным расчетами позволяет учесть влияние основных параметров и условий работы на нагрузочную способность привода.

Ключевые слова: цепная муфта, цепной привод, расчет, износостойкость, сопротивление усталости.

The uniform technique for evaluating the load capacity of a chain drive is proposed for gears and couplings, covering all the main coupler designs. The presented method of selection of chain couplings with design and test calculations allows to take into account the influence of the main parameters and operating conditions on the drive load capacity.

Keywords: chain coupling, chain drive, calculation, wear resistance, fatigue resistance.

Расчет муфт на износостойкость следует выполнять в несколько этапов [1].

Первый этап — предварительные (ориентировочные) расчеты, носящие условный характер:

расчет по давлениям на поверхности трения, например в шарнирах цепи. В этом случае давление p (среднее p_m или максимальное $p_{\max}$) необходимо сравнивать с допустимым $[p]$: $p_m = F/S \le [p]$, где F — сила, действующая на шарнир цепи, S — поверхность трения (проекция опорной поверхности шарнира на диаметральную плоскость);

расчет по произведению давления p на скорость v_s скольжения, валика по втулке (ограничение тепловыделения и износа) [2]: $pv_s \le [pv_s]$.

В расчетах используют значения p, полученные на практике. Эти значения должны соответствовать длительному сохранению работоспособности цепи для аналогичных условий работы.

Второй этап — расчет величины износа и формы изношенной поверхности. При расчете определяют: характер эпюры давлений на поверхности контактов валик—втулка, втулка—ролик, ролик—зуб звездочки; форму изношенных поверхностей; скорости изнашивания.

Третий этап — расчет надежности цепи и звездочек по износу. Закономерности изнашивания являются функциями случайных величин, поскольку внешние факторы, определяемые условиями эксплуатации (давление, скорость скольжения), и характеристики материалов (твердость, предел прочности и др.) — случайные величины. В связи с этим расчет сроков службы по износу является прогнозированием, при котором определяют ресурс и соответствующую вероятность безотказной работы муфты.

Расчет рекомендуется проводить в такой последовательности: для машинного агрегата, в котором будет работать муфта, устанавливают показатели надежности (ресурс $T_{\text{р}}$ и допустимые значения вероятности $P(t)$ безотказной работы машины, суммарные простои $\Sigma\sigma_{ni}$ машины за время T эксплуатации или коэффициент долговечности $K_L = (T/T_{\text{р}} + \sigma_{ni})$, а также допустимые суммарные затраты средств на ее ремонт и эксплуатацию) и показатели качества машины (КПД, точность работы, производительность и др.); выявляют исходные физические закономерности изнашивания, отражающие условия работы цепи; рассчитывают износ цепи и зубьев звездочек и определяют его выходные параметры; устанавливают предельные состояния цепи и звездочек по износу, учитывая технические условия на показатели качества работы машинного агрегата (прежде всего требования к точности его работы); оценивают возможный или предполагаемый диапазон режимов работы муфты; определяют средние значения и дисперсии скоростей изнашивания цепи и зубьев звездочек; находят вероятность безотказной работы:

$$P(t) = 0{,}5 + \Phi\left(\frac{u_{\max} - a_0 - \gamma_m T}{\sqrt{\sigma_a^2 - \sigma_a^2 T^2}}\right),$$

где Φ — функция Лапласа; $u_{\max}$ — предельный износ; a_0 — начальное отклонение размеров; γ_m — средняя скорость изнашивания; T — заданный срок службы; σ_a — среднее квадратическое отклонение скорости изнашивания.

При необходимости расчета по нескольким (n) независимым выходным параметрам машины определяют общую безотказность

$$P(t) = \sum_{i=1}^{n} P_i(T).$$

Этот этап может быть выполнен и в такой последовательности: задаются вероятностью $P(t)$ безотказной работы; по таблицам находят значение квантиля U_a нормального распределения (аргумент функции Лапласа), соответствующий заданной вероятности $P(t)$; определяют ресурс T, решая квадратичное уравнение

$$U_a\sqrt{\sigma_a^2-\sigma_a^2T^2} = u_{\max} - a_0 - \gamma_m T.$$

Результаты расчета $P(t)$ или T следует сравнить с допустимыми значениями в соответствии с техническими условиями на машину.

Расчет муфт на статическую прочность. Вследствие перегрузок при частых пусках муфты могут выйти из строя из-за потери статической прочности, которую оценивают по условию:

$$F_{c\,\text{р}} \le F_{\text{м}\lim},$$

где $F_{c\,\text{р}}$ — расчетное натяжение цепи в муфте, определяемое в зависимости от типа муфты по формулам, приведенным в работе [1]; $F_{\text{м}\lim} = F_{\lim}/K_{F_{\lim}}$ — предельная (разрушающая) нагрузка на цепь в муфте; ($F_{\lim}$ — предельная нагрузка на цепь, нормируемая соответствующим ГОСТом или определяемая экспериментально по известной методике [3]); $K_{F_{\lim}}$ — коэффициент статической прочности, учитывающий особенность нагружения элементов цепи в муфте по сравнению с нагружением в передаче (значения коэффициента, полученные экспериментально, приведены в работе [4]).

Расчет муфт на сопротивление усталости. Срок службы цепных муфт, работающих в условиях обильного смазывания, обусловлен, как правило, сопротивлением усталости цепи.

Характерный цикл изменения нагрузки на цепь показан на рис. 1, где F_1 и F_2 — средние значения нагрузки на цепь в наиболее и наименее нагруженных зонах муфты; $F_{\text{д}}$ — дополнительная динамическая нагрузка на цепь, обусловленная внутренней динамикой муфты и внешней динамикой машинного агрегата; T — период цикла нагружения.

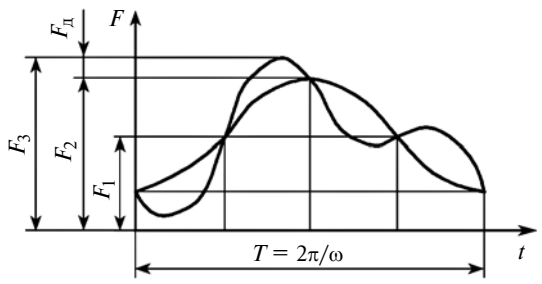


Рис. 1. Типовой цикл изменения нагрузки на цепь в муфте

Расчет деталей муфты на сопротивление усталости в вероятностном аспекте при регулярной переменной нагруженности выполняют в следующем порядке [1]:

по параметрам муфт и результатам статистической обработки данных их испытаний определяют характеристики сопротивления усталости цепей, используемых в муфтах: $\overline{F_{0c}}$ — медианное значение предела выносливости; m_F — показатель степени кривой усталости; N_0 — базовое число циклов; $V_{F_{\lim}}$ — коэффициент вариации предела выносливости;

по результатам обработки экспериментальных данных или аналитически находят параметры нагруженности цепи: $\overline{F_a}$ — среднее значение амплитуд нагрузки на цепь; V_{F_a} — коэффициент вариации амплитуд нагрузки;

на основе приведенных выше данных вычисляют условный коэффициент запаса по средним значениям нагрузки:

$$n_F = \frac{\overline{F_{0c}}}{\overline{F_{a\,\text{эк}}}},$$

$$\overline{F_{a\,\text{эк}}} = \overline{F_a} + \psi_{F_c}\overline{F_m},$$

где $\overline{F_m}$ и ψ_{F_c} — среднее значение и коэффициент вариации средних нагрузок цикла.

В первом приближении принимают ψ_{F_c} детерминированной величиной, а F_a и F_m — некоррелированными; находят квантиль нормального распределения

$$U_{\text{р}} = \frac{1-(1/n_F)}{\sqrt{V_{F_{0c}}^2 + (V_{F_a}/n_F)^2}}.$$

По таблице нормального распределения [5] с учетом $U_{\text{р}}$ находят соответствующую вероятность P разрушения, %; вычисляют ресурс работы; по полученным данным на логарифмически нормальной вероятностной бумаге строят график расчетной функции распределения ресурсов муфты (ее цепи).

Приближенный расчет цепных муфт. Срок службы цепных муфт может быть обусловлен, во-первых, сопротивлением усталости или статической прочностью цепи и, во-вторых, износостойкостью цепи и зубьев звездочек.

В настоящее время муфты выбирают в соответствии с условием:

$$M_{m_{\text{р}}} = M_{m_{\text{ном}}} K_v \le [M_T], \qquad (1)$$

где $M_{m_р}$ и $M_{m_{ном}}$ — расчетный и номинальный вращающие моменты; K_v — коэффициент динамичности нагрузки; $[M_T]$ — допустимый вращающий момент.

Значения $[M_T]$ приведены в таблицах только для стандартизованных муфт с однорядной цепью по условию обеспечения прочности элементов цепи при дискретных значениях параметров звездочек и цепи.

Для разработки методики инженерного расчета цепных муфт необходимо уметь определять допустимый вращающий момент как функцию параметров проектируемой муфты, таких как: тип муфты; тип, шаг и рядность цепи; профиль и число зубьев; свойства материала полумуфт; способ смазывания; ожидаемые смещения осей валов; срок службы и т. п. Влияние этих параметров на $[M_T]$ по условию обеспечения сопротивления усталости и износостойкости в общем случае неоднозначно.

Наиболее просто эта задача решается с использованием базовой (типовой) цепной муфты, для которой

$$[M_{T1}] = [M_{T1}]_0 \prod_{i=1}^{k} C_i^{\alpha_i}; \qquad (2)$$

$$[M_{T2}] = [M_{T2}]_0 \prod_{i=1}^{k} C_i^{\beta_i}. \qquad (3)$$

В формулах (2) и (3) $[M_{T1}]$ и $[M_{T2}]$ — допустимые вращающие моменты для проектируемой муфты из условий обеспечения сопротивления усталости и износостойкости; $[M_{T1}]_0$ и $[M_{T2}]_0$ — то же для базовой муфты; $\prod_{i=1}^{k} C_i^{\alpha_i}$ и $\prod_{i=1}^{k} C_i^{\beta_i}$ — произведения корректирующих коэффициентов C_i, определяемых отношением значений параметров проектируемой и базовой муфт (например, $C_i = P/P_0$); здесь k — число сравниваемых параметров; α_i и β_i — показатели степени влияния параметров соответственно на сопротивление усталости муфты и на ее износостойкость.

Таким образом, для создания методики инженерного расчета цепных муфт необходимо: выбрать базовую муфту; определить теоретические значения величин $[M_{T1}]_0$ и $[M_{T2}]_0$ с последующим экспериментальным подтверждением; выявить параметры, оказывающие существенное влияние на несущую способность цепных муфт; определить показатели α_i и β_i, степени влияния каждого параметра на несущую способность муфт; определить в соответствии с формулами (2) и (3) значения величин $[M_{T1}]$ и $[M_{T2}]$; исследуя динамику машинного агрегата, оценить значения коэффициента динамичности нагрузки для различных типоразмеров цепных муфт в зависимости от условий эксплуатации; выбрать проектируемую муфту в соответствии с формулой (1).

Поскольку довольно часто нагрузка, действующая на муфту, задается в виде мощности, передаваемой при определенной частоте вращения n, условия для выбора муфты можно записать в следующем виде:

$$W_р = W_{ном} K_v \le [W_i]_0, \quad i = 1, 2, \qquad (4)$$

где $W_р$ — расчетная мощность; $W_{ном}$ — номинальная (заданная) мощность; $[W_1]$ и $[W_2]$ — допускаемая мощность для проектируемой муфты из условия обеспечения ее сопротивления усталости и износостойкости соответственно.

Поскольку $W = M_T\omega$ ($\omega = 0{,}1n$ — угловая скорость), то можно записать:

$$[W_i] = [M_T]0{,}1n. \qquad (5)$$

С учетом выражений (5), (2) и (3) имеем:

$$[W_1] = [M_{T1}]_0 \prod_{i=1}^{k} C_i^{\alpha_i} 0{,}1n;$$

$$[W_2] = [M_{T2}]_0 \prod_{i=1}^{k} C_i^{\beta_i} 0{,}1n$$

или:

$$[W_1] = [W_1]_0 \prod_{i=1}^{k} C_i^{\alpha_i};$$

$$[W_2] = [W_2]_0 \prod_{i=1}^{k} C_i^{\beta_i}.$$

Следовательно, для выбора типоразмера муфты необходимо последовательно определить $[W_i]_0$, $\prod_{i=1}^{k} C_i^{\alpha_i}$, $\prod_{i=1}^{k} C_i^{\beta_i}$, K_v и проверить обеспечиваются ли условия (4).

Расчет муфты цепной однорядной (МЦО). При исследовании напряженно-деформированного состояния (НДС) элементов цепи в муфте установлено, что нагружение валиков, пластин и втулок в муфте соответствует (с некоторым допущением) их нагружению при зацеплении шарниров роликовой цепи с зубьями звездочек в обычной цепной передаче. Поэтому о прочности этих деталей можно су-

дить по соотношению между расчетным $F_{c\,\text{р}}$ и допустимым $[F_c]$ натяжениями:

$$F_{c\,\text{р}} \le [F_c]. \qquad (6)$$

Допустимое для цепи натяжение [6]

$$\left.\begin{aligned} &[F_c] = F_{\lim b} K_m K_L / [n_r] \\ &\text{или} \\ &[F_c] = (F_{\lim} - F_c') K_m K_L / (\psi_r [n_r]). \end{aligned}\right\} \qquad (7)$$

В формулах (7) $F_{\lim b}$ — предельная усталостная нагрузка для данной цепи, соответствующая базовому числу циклов, выбираемая по таблицам приложения работы [1]; $K_m = K_{F_{\lim}}$ — коэффициент, учитывающий особенность нагружения элементов цепи в муфте; K_L — коэффициент долговечности; $[n_r]$ — допустимый запас сопротивления усталости, назначаемый в зависимости от степени ответственности муфты; F_c' — натяжение цепи, обусловленное действием центробежных сил; ψ_r — коэффициент, учитывающий снижение прочности цепи вследствие циклического действия нагрузки.

В соответствии с формулами (6), (7) и выражениями из работы [1]

$$F_{t\,m} = [2M_T/(P_{c\,\text{н}} z)] \sin 0{,}5\tau;$$

$$F_{n\,m} = [2M_T/(P_{c\,\text{н}} z)] \sin 0{,}5\tau \sin(\mu_1 \pm \rho_1);$$

$$F_{c\,m} = [2M_T/(P_{c\,\text{н}} z)] \operatorname{ctg} 0{,}5\tau \sin(\mu_1 \pm \rho_1),$$

допустимый вращающий момент из условия обеспечения прочности элементов (кроме роликов) цепи составляет:

$$[M_T] = \frac{(F_{\lim} - F_c') K_m K_L}{[n_r] \psi_r} \frac{Pz}{2 K_\beta K_v} \frac{1}{\operatorname{tg}\gamma - f_1}, \qquad (8)$$

где f_1 — приведенный коэффициент трения между роликом и зубом.

На рис. 2, *а* приведены зависимости допустимого вращающего момента $[M_T]$ от шага P цепи и числа z зубьев звездочек при начальном (штриховые линии) и конечном (сплошные линии) углах про-

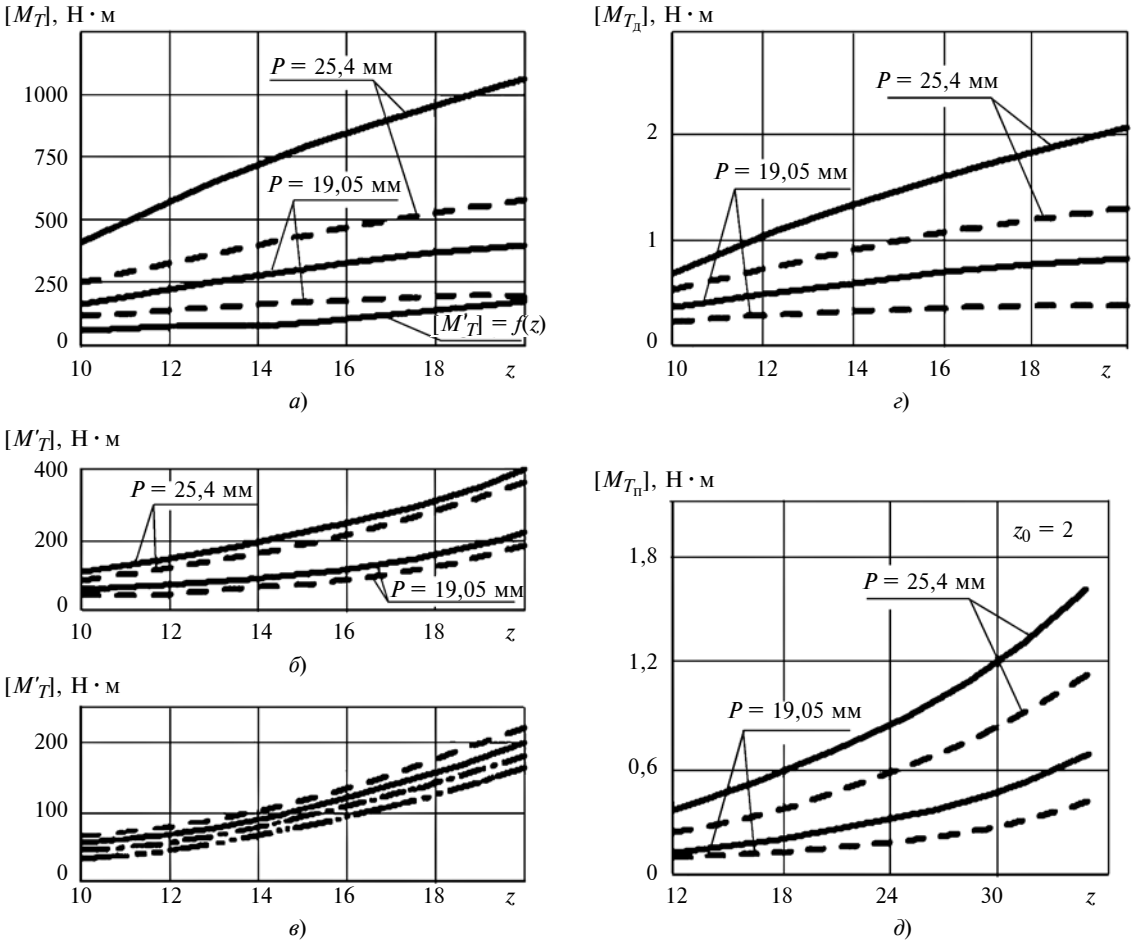


Рис. 2. Зависимости допустимых вращающих моментов муфт от шага *P* цепи и числа *z* зубьев звездочек:
а — МЦО; *б*, *в* — МЦО с цельными роликами цепей с разными механическими свойствами; *г* — МЦД; *д* — МЦПКС

филя зубьев, выполненного по ГОСТ 591—69. Значения остальных величин, входящих в формулу (8), следующие: $K_L = 1{,}0$; $\psi_r = 6{,}0$; $[n_r] = 1{,}5$; $K_\beta = 2{,}0$; $K_\upsilon = 1{,}5$. Анализ формулы (8) показывает, что $[M_T]$ возрастает при увеличении шага цепи, повышении числа зубьев звездочки или уменьшении угла профиля зуба.

При исследовании НДС установлено, что в роликах цепей, используемых в МЦО, возникают контактные напряжения и напряжения изгиба, причем последние оказывают наибольшее влияние на работоспособность роликов [4]. Напряжения σ_Σ изгиба вызваны действием изгибающих моментов в осевом (напряжение σ_1) и поперечном (σ_2) сечениях ролика: $\sigma_\Sigma = \sigma_1 + \sigma_2$. Поскольку $\sigma_1 \ll \sigma_2$, то значением σ_1 в дальнейших расчетах можно пренебречь. Тогда с учетом результатов исследования НДС роликов и условия прочности формула для допустимого вращающего момента, ограниченного работоспособностью свертных роликов, будет иметь вид:

$$[M_T'] = \frac{[\sigma_0]K_L P z l_1 h^2}{24\nu K_\beta K_\upsilon r_{\text{ср}} K_p}\,\frac{2b_з + c_m}{b_з + c_m}\,\frac{1}{\sin 0{,}5\tau(1+\sin\gamma)}. \qquad (9)$$

Здесь $[\sigma_0]$ — допустимое напряжение изгиба, соответствующее базовому числу циклов нагружения; K_L — коэффициент долговечности; l_1 и h — соответственно длина ролика и толщина его стенки; $b_з$ — ширина зуба; c_m — расстояние между внутренними пластинами цепи; ν — коэффициент, с помощью которого учитывают специфику (по сравнению с балками) распределения напряжений по высоте сечения ролика как бруса большой кривизны, при соответствующих размерах роликов можно принять $\nu = 1{,}10 \div 1{,}15$; $r_{\text{ср}} = 0{,}5(R_1 + r_1)$ — средний радиус ролика, где R_1, r_1 — соответственно наружный и внутренний радиусы ролика; K_p — коэффициент, учитывающий влияние давления втулки на НДС ролика и зависящий прежде всего от зазора в сопряжении этих деталей, причем с уменьшением зазора значение K_p снижается. В частности, при диаметральном зазоре между роликом и втулкой, равном 0,1 мм, коэффициент K_p, подсчитанный с использованием результатов работы [4] о распределении давления в сопряжении цилиндрических тел, оказался равным 0,59.

Выражая линейные размеры l_1, h, $r_{\text{ср}}$ через P и учитывая соотношение $b_з = 0{,}93c_m - 0{,}15$, а также принимая во внимание, что уровень напряжений, возникающих в цельных роликах, на 7÷9 % ниже, чем в свертных, находим допустимый момент:

$$[M_T'] = 90 \cdot 10^{-4}\frac{[\sigma_0]K_L P^2 z}{K_ф K_\beta K_\upsilon K_p}\,\frac{1}{\sin 0{,}5\tau(1+\sin\gamma)}, \qquad (10)$$

где $K_ф$ — коэффициент, учитывающий влияние формообразования на работоспособность роликов (для свертных и цельных роликов 1,0 и 0,92 соответственно).

Значения $[\sigma_0]$ можно найти, используя данные работы [7], полученные при расчете роликов на долговечность применительно к цепным передачам [1]. В расчете необходимо учитывать особенность нагружения роликов в муфте, где каждый из них постоянно зажат между зубьями звездочек и втулкой цепи, в то время как в передаче ролики имеют возможность свободно вращаться на втулках. Поэтому для муфт расчетное число циклов нагружения каждого ролика равно общему числу циклов нагружения самой муфты.

По данным табл. 1 определяют предел усталости роликов, соответствующий базовому числу циклов $N_0 = 2 \cdot 10^6$:

$$\lg\sigma_{\lim b} = (\lg C - \lg N_0)/m,$$

где m — показатель степени кривой усталости.

Тогда допустимое напряжение изгиба для роликов

$$[\sigma_0] = \sigma_{\lim b}[n_r],$$

где $[n_r]$ — коэффициент запаса сопротивления усталости; принимают $[n_r] = 1{,}5$.

Таблица 1

Параметры кривых усталости

Ролики	Материал роликов, твердость	m	$\lg C$ при вероятности разрушения 10 %
Свертные	Сталь 65Г; 41÷45 *HRC*	8,1	21,26
Цельные			21,70
	Сталь 30ХН3А; 44÷45 *HRC*	8,2	21,60
Цепей:			
фирмы Ренольд	—	9,0	23,00
фирмы Цубаки	—	8,2	21,60

Примечания: 1. m — показатель степени кривой усталости; C — коэффициент работоспособности роликов.
2. Для свертных роликов при вероятности разрушения 1,5; 5 и 50 % $\lg C$ = 21,00; 21,20 и 21,43 соответственно.

В соответствии с данными, приведенными в табл. 2, $[\sigma_0] = 435 \div 480$ МПа.

На рис. 2, *б* даны зависимости $[M'_T]$ от P и z при начальном (штриховые линии) и конечном (сплошные линии) углах профиля зубьев для случая использования цепей с цельными роликами из стали 65Г твердостью 41÷44 *HRC*; на рис. 2, *в* — зависимости $[M'_T]$ от числа зубьев, формообразования и механических свойств роликов цепей с шагом 19,05 мм при конечном угле профиля зубьев. Зазор c_m, кроме особо отмеченных случаев, равен 1 мм. Остальные величины, входящие в формулы (9) и (10), имеют значения: $[\sigma_0] = 450$ МПа; $K_L = 1{,}0$; $K_v = 1{,}5$; $K_\beta = 2{,}0$; $K_p = 0{,}59$.

Предельно допустимый из условия обеспечения работоспособности роликов вращающий момент $[M'_T]$, передаваемый муфтой, существенно возрастает с увеличением числа зубьев и шага цепи (большее влияние оказывает шаг) и увеличивается незначительно при уменьшении угла профиля.

Нагрузочная способность муфт при использовании цепей с цельными роликами (сплошные линии на рис. 2, *в*) до 10 % больше, чем нагрузочная способность муфт со свертными роликами (штрихпунктирные линии). Для муфт с цельными роликами твердостью 46÷48 *HRC* вращающий момент $[M'_T]$ (штриховая линия) больше, чем для муфт, твердость роликов которых составляет 41÷44 *HRC*. Это обусловлено тем, что в первом случае механические свойства материала роликов выше. При увеличении зазора c_m в 2 раза нагрузочная способность муфт снижается на 7÷8 % (штриховая с двумя точками линия).

Из сравнения графиков, приведенных на рис. 2, *а* и *б* [для наглядности на рис. 2, *а* дана кривая $[M'_T] = f(z)$], следует, что ролики могут быть причиной уменьшения вращающего момента, передаваемого муфтами рассматриваемой конструкции, в 2,0—2,3 раза.

В соответствии с разработанной ранее методикой допустимая мощность, на которую рассчитывают проектируемые муфты, из условия обеспечения прочности элементов цепи (кроме роликов) составляет:

$$[W] = [W]_0 \prod_{i=1}^{k} C_i, \qquad (11)$$

где $[W]_0$ — допустимая мощность базовой муфты; $\prod_{i=1}^{k} C_i$ — произведение корректирующих коэффициентов.

С учетом формул (5) и (9) имеем:

$$[W]_0 = 5 \cdot 10^{-2} \frac{(F_{\lim} - F_c) K_{m0} K_{L0}}{[n_r]_0 \psi_{r0}} \frac{P z_0 n}{K_{\beta 0} K_{v0}} \frac{1}{\mathrm{tg}\gamma_0 - f_1}. \qquad (12)$$

За базовые принимают следующие значения величин, входящих в формулу (12): $K_{m0} = 0{,}5$; $K_L = 1{,}0$; $z_0 = 16$; $[n_r]_0 = 1{,}5$; $\psi_{r0} = 6{,}0$; $K_{\beta 0} = 2{,}0$; $K_{v0} = 1{,}5$; $\gamma_0 = 40°$; $f_1 = 0{,}1$.

Тогда

$$[W]_0 = 1{,}8 \cdot 10^{-2} (F_{\lim} - F'_c) P n.$$

В табл. 2 приведены значения $[W]_0$ для роликовых цепей основных шагов в зависимости от частоты n вращения.

Если параметры проектируемой муфты отличаются от базовых, то необходимо ввести корректирующие коэффициенты:

$$\left.\begin{aligned} &C_1 = \frac{K_м}{K_{м0}}; \quad C_2 = \frac{KL}{KL_0}; \quad C_3 = \frac{z}{z_0}; \\ &C_4 = \frac{[n_r]_0}{[n_r]}; \quad C_5 = \frac{\psi_{r0}}{\psi_r}; \quad C_6 = \frac{K_{\beta 0}}{K_\beta}; \\ &C_7 = \frac{K_{v0}}{K_v}; \quad C_8 = \frac{\mathrm{tg}\gamma_0 - f_0}{\mathrm{tg}\gamma - f_1}. \end{aligned}\right\} \qquad (13)$$

Из условия обеспечения прочности роликов по аналогии с формулой (11) допустимая для проектируемой муфты мощность

$$[W'] = [W']_0 \prod_{i=1}^{k} C_i,$$

Таблица 2

Допустимая мощность $[W]_0$, кВт, базовой муфты типа МЦО

Тип цепи	Частота вращения n, мин$^{-1}$							
	100	500	1000	1500	2000	2500	3000	3600
ПР-15,875-22,7-2	0,86	4,30	8,6	11,7	16,4	19,7	22,4	35,2
ПР-19,05-31,8	1,45	7,25	14,5	20,7	27,8	32,5	—	—
ПР-25,4-56,2	3,43	17,15	34,3	49,3	64,6	—	—	—
ПР-31,75-88,5	6,74	33,70	67,4	92,4	—	—	—	—
ПР-38,1-127	11,61	58,00	116,1	—	—	—	—	—
ПР-44,45-127,4	18,40	92,00	184,0	—	—	—	—	—
ПР-50,8-226,8	27,65	138,30	276,5	—	—	—	—	—

где $[W']_0$ — допустимая мощность базовой муфты:

$$[W']_0 = [M'_T]_0 \cdot 0{,}1n.$$

С учетом формулы (10) имеем:

$$[W']_0 =$$

$$= 9 \cdot 10^{-5} \frac{[\sigma_0] K_{L0} P^2 z_0 n}{K_ф K_\beta K_v K_{p0}} \frac{1}{\sin 0{,}5\tau_0 (1 + \sin\gamma_0)}. \quad (14)$$

В качестве базовых принимают следующие значения величин, входящих в формулу (14): $[\sigma_0] = 450$ МПа; $K_{L0} = 1{,}0$; $z_0 = 16$; $K_{\beta 0} = 2{,}0$; $K_{v0} = 1{,}5$; $K_{p0} = 0{,}59$; $\tau_0 = 22°30'$; $\gamma_0 = 40°$.

Тогда

$$[W']_0 = 8{,}56 \cdot 10^5 P^3 n / K_ф.$$

Если параметры проектируемой муфты отличаются от базовых, то следует ввести корректирующие коэффициенты C_1, C_2, ..., C_8, причем C_2, C_3, C_6 и C_7 определяют по формулам (13). Формулы для других коэффициентов имеют вид:

$$C_1 = [\sigma]/[\sigma_0]; \quad C_4 = K_{ф0}/K_ф;$$

$$C_5 = K_{p0}/K_p;$$

$$C_8 = \frac{\sin 0{,}5\tau_0 (1 + \sin\gamma_0)}{\sin 0{,}5\tau (1 + \sin\gamma)}.$$

Расчет муфты цепной двухрядной (МЦД). При исследовании НДС элементов цепи муфты установлено, что наиболее слабыми ее деталями являются валики и промежуточные пластины. Нагрузочную способность муфты оценивают в соответствии с условием прочности этих деталей [7]:

$$\sigma_{max} \le [\sigma] \quad (15)$$

или

$$F_{c\,max} \le [F_c]. \quad (16)$$

С учетом условия (15) прочности валиков допустимый вращающий момент для МЦД

$$[M_{мд}] = \frac{0{,}1[\sigma] d_в^3 P z}{2 K_\beta K_v} \frac{1}{\sqrt{A^2 + D^2}} \frac{1}{\sin 0{,}5\tau}, \quad (17)$$

где $[\sigma]$ — допустимое напряжение изгиба валиков при расчете на сопротивление усталости; $d_в$ — диаметр валиков;

$$A = \frac{Bb}{2B + b} + \frac{d(\mathrm{tg}\gamma - f_1)}{4\mathrm{tg}\gamma} 0{,}5\tau; \quad (18)$$

$$D = \frac{Bc_m(\mathrm{tg}\gamma - f_1)}{B + c_m}. \quad (19)$$

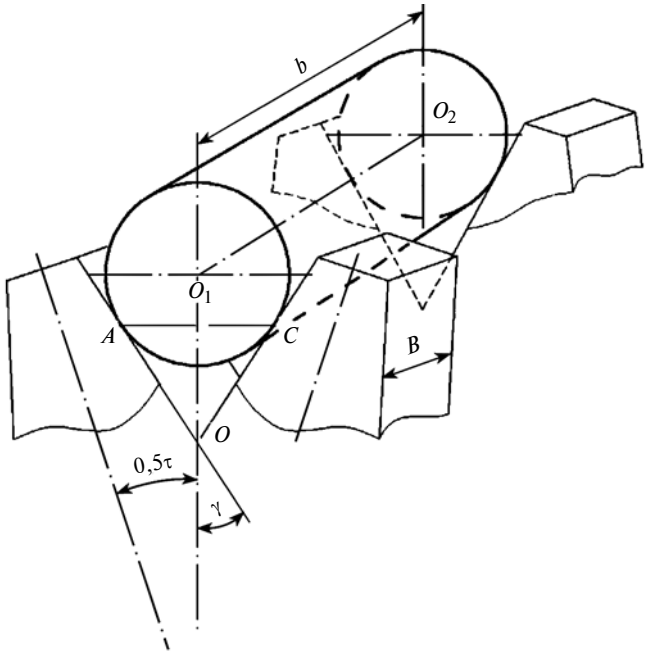


Рис. 3. Перемещение шарниров цепи при радиальном смещении полумуфт

Линейные размеры, входящие в выражения (18) и (19), приведены на рис. 3.

Если выразить линейные величины в формулах (17)—(19) через шаг P цепи, то после преобразований получим:

$$[M_{мд}] = \frac{27 \cdot 10^{-4} p^4 z}{2 K_\beta K_v} \frac{1}{\sqrt{A^2 + D^2}} \frac{1}{\sin 0{,}5\tau}. \quad (20)$$

Для практического применения формула (20) неудобна. Поэтому для оценки нагрузочной способности МЦД лучше использовать условие прочности (16). Тогда расчет этой муфты будет подобен расчету МЦО, и формула для определения допустимого вращающего момента будет иметь вид:

$$[M_{мд}] = \frac{(F_{lim} - F_c) K_{мд} K_L}{[n_r] \psi_r} \frac{Pz}{2 K_\beta K_v} \frac{1}{\mathrm{tg}\gamma - f_1}, \quad (21)$$

где $K_{мд}$ — коэффициент, учитывающий особенность нагружения элементов цепи в МЦД; $K_{мд} = F_{limb}/F_{lim}$ или

$$K_{мд} = \sigma_{max\,p}/\sigma_{max\,м},$$

здесь $\sigma_{max\,p}$, $\sigma_{max\,м}$ — максимальные напряжения, возникающие в наиболее слабой детали МЦД (валиках, промежуточных пластинах цепи) соответственно при ее растяжении и нагружении в муфте МЦД. С учетом результатов исследования НДС [8] можно принять $K_{мд} = 0{,}6 \div 0{,}7$.

На рис. 2, *г* приведены зависимости $[M_{T_д}]$ от P и z при начальном (штриховые линии) и конечном

(сплошные линии) углах профиля зубьев, выполненного по ГОСТ 591—69. При переходе на цепь большего шага $[M_{T_д}]$ муфты существенно возрастает; с повышением числа зубьев или по мере уменьшения угла профиля $[M_{T_д}]$ увеличивается незначительно. Значения остальных величин, входящих в формулу (21), могут быть приняты следующими: $K_{мд} = 0{,}6$; $K_L = 1{,}0$; $[n_r] = 1{,}5$; $\psi_r = 6{,}0$; $K_\beta = 2{,}0$; $K_\upsilon = 1{,}5$.

Допустимую мощность для проектируемой МЦД из условия обеспечения сопротивления усталости деталей цепи определяют по формуле (11), в которой

$$[W]_0 = \frac{(F_{\lim} - F_c')K_{мд0}K_{L0}}{[n_r]_0\psi_{r0}} \frac{Pz_0n}{2K_{\beta0}K_{\upsilon0}} \frac{1}{\mathrm{tg}\gamma_0 - f_1}.$$

В этой формуле для базовой муфты приняты следующие значения величин: $K_{мд0} = 0{,}7$; $K_{L0} = 1{,}0$; $z_0 = 16$; $[n_r]_0 = 1{,}5$; $\psi_{r0} = 6{,}0$; $K_{\beta0} = 2{,}0$; $K_{\upsilon0} = 1{,}5$; $\gamma_0 = 40°$; $f_1 = 0{,}1$.

Тогда

$$[W]_0 = 3{,}1 \cdot 10^{-2}(F_{\lim} - F_c')Pn.$$

Если параметры проектируемой муфты отличаются от базовых, то следует ввести корректирующие коэффициенты, значения которых определяют, как и для муфты МЦО, по формулам (13) за исключением $C_1 = K_{мд}/K_{мд0}$.

Расчет муфты цепной с промежуточным валом (МЦПВ). Элементы цепи муфты имеют такое же НДС, как у элементов цепи МЦД. Поэтому нагрузочную способность МЦПВ, зависящую от сопротивления усталости цепи, можно определить с использованием формулы (21), в которой K_β и K_υ имеют другие значения [8]. В связи с этим для базовой муфты типа МЦПВ допустимая мощность

$$[W]_0 = 6{,}0 \cdot 10^{-2}(F_{\lim} - F_c')Pn$$

определена при $K_\beta = 15$ и $K_\upsilon = 1{,}0$. Следовательно, допустимую мощность для базовой МЦПВ можно получить, удваивая соответствующие значения $[W]_0$ для муфты типа МЦД.

При параметрах, отличных от базовых, допустимую для проектируемой муфты мощность определяют по формуле (11), а корректирующие коэффициенты — как и для МЦД.

Таблица 3

Значения коэффициента $K_{р.н}$ для многорядной цепи

Число рядов $n_р$	1	2	3	4
$K_{р.н}$	1	1,15	1,25	1,35

Расчет муфты цепной повышенной компенсирующей способности (МЦПКС) состоит в определении допустимого вращающего момента $[M_{T_п}]$ (см. рис. 2, *д*) из условия обеспечения сопротивления усталости деталей цепи. Поскольку при передаче момента нагружение элементов цепи в муфте осуществляется так же, как и в передаче, для нормальной ее эксплуатации в течение заданного срока службы должно выполняться условие:

$$F_{c\,р} \le [F_{c\,р}]. \qquad (22)$$

С учетом динамичности нагрузки и неравномерности распределения натяжения между рядами многорядной цепи формула $F_{c\,р} = 2M_Tk_\beta'/(b_ik_zd_{zi}\cos\gamma)$ после преобразований примет вид:

$$F_{c\,р} = \frac{2M_TK_\upsilon K_\beta K_{р.н}}{K_z} \frac{z_c}{m_cP} \frac{\sin(\alpha+\rho+\tau)}{\cos 0{,}5\tau\cos\gamma}, \qquad (23)$$

где K_υ — коэффициент динамичности нагрузки; $K_{р.н}$ — коэффициент, учитывающий неравномерность распределения нагрузки среди $n_р$ рядов многорядной цепи (табл. 3); m_c — масса цепи.

Для рассматриваемого случая

$$[F_c] = \frac{(F_{\lim} - F_c')K_L}{\psi_r[n_r]}. \qquad (24)$$

В соответствии с формулами (22)—(24) допустимый вращающий момент

$$[M_{T_п}] = \frac{(F_{\lim} - F_c')K_LK_Z}{2\psi_r[n_r]K_\upsilon K_\beta K_{р.н}} \frac{m_cP}{z_c} \frac{\cos 0{,}5\tau\cos\gamma}{\sin(\alpha+\rho+\tau)}. \qquad (25)$$

С целью выявления влияния параметров на нагрузочную способность МЦПКС на рис. 2, *д* представлены зависимости $[M_{T_п}] = f(m_c, P, z_c)$ в случае использования в муфте цепей типа ПР (ГОСТ 13568—97) при начальном (штриховые линии) и конечном (сплошные линии) углах профиля зубьев, выполненного по ГОСТ 591—69. Остальные величины, входящие в формулу (25), имеют значения: $K_{р.н} = 1{,}0$; $K_\upsilon = 1{,}5$; $K_\beta = 2{,}0$; $[n_r] = 1{,}5$; $\psi_r = 6{,}0$.

Анализ рис. 2, *д* показал, что $[M_{T_п}]$ возрастает при использовании цепи с большим шагом и с увеличением числа z_c звеньев цепи. При этом с уменьшением z_c в области малых масс m_c цепи момент повышается, а в области больших — понижается. По мере уменьшения угла профиля зубьев звездочек допустимый вращающий момент $[M_{T_п}]$ повышается.

В рассматриваемом случае

$$[W_1] = 5 \cdot 10^{-2}(F_{\lim} - F_c') \times$$
$$\times \frac{Pm_c}{z_c} \frac{K_L K_z}{\psi_r [n_r] K_v K_\beta K_{\text{р.н}}} \frac{\cos 0{,}5\tau \cos\gamma}{\sin(\alpha + \rho + \tau)} n. \qquad (26)$$

Подставляя в формулу (26) следующие значения параметров, принятые за параметры базовой муфты: $m_c = 1{,}6$: $z_c = 2$; $K_L = 1{,}0$; $K_z = 1{,}6$; $\psi_r = 6{,}0$; $[n_r] = 1{,}5$; $K_v = 2{,}0$; $K_{\text{р.н}} = 1{,}5$; $\alpha = 15°$; $\tau = 15°$; $\rho = 6°$, получают:

$$[W_1]_0 = 6{,}5 \cdot 10^{-2}(F_{\lim} - F_c')Pn.$$

Если параметры проектируемой муфты отличаются от базовых, то допустимая мощность

$$[W_1] = [W_1]_0 \prod_{i=1}^{10} C_i,$$

где C_i, ..., C_{10} корректирующие коэффициенты, значение которых определяют, как и для МЦО, по формуле (13) за исключением коэффициентов:

$$C_9 = \frac{K_{\text{р.н}0}}{K_{\text{р.н}}};$$

$$C_{10} = \frac{\cos 0{,}5\tau}{\cos 0{,}5\tau_0} \frac{\cos\gamma}{\cos\gamma_0} \frac{\sin(\alpha_0 + \rho_0 + \tau_0)}{\sin(\alpha + \rho + \tau)}.$$

Проектировочный расчет цепных муфт. Основой расчета является условие:

$$W \le [W]. \qquad (27)$$

Методика определения $[W]$ изложена ранее для каждого типа цепных муфт. Используя полученные при этом результаты, можно записать

$$[W] = 0{,}1A(F_{\lim} - F_c')Pzn, \qquad (28)$$

где A — величина, зависящая от типа муфты.

Например, для МЦО, МЦД и МЦПВ имеем

$$W = \frac{K_M K_L}{[n_r]\psi_r} \frac{1}{2K_v K_\beta} \frac{1}{\text{tg}\gamma - f_1}. \qquad (29)$$

С учетом формулы (29) формула (28) примет вид:

$$W \le 0{,}1A(F_{\lim} - F_c')Pzn.$$

Выразим $F_{\lim}$ через основной геометрический параметр P цепи: $F_{\lim} = C_F P^2$, где $C_F = 176$ Н · мм$^{-2}$. Если пренебречь действием центробежных сил, то после соответствующих преобразований получим:

$$P \ge \sqrt{\frac{10^4 W}{A C_F zn}}. \qquad (30)$$

Формулу (30) используют для приближенной оценки шага цепи. При предварительных расчетах задаются числами зубьев звездочек и значениями величин, входящих в формулу (29). Затем выбирают стандартизованное значение P. Далее, согласно выражению (28) определяют допустимое для проектируемой муфты значение нагрузки и проверяют, выполняется ли условие (27).

Выводы

1. Предложенная методика оценки нагрузочной способности цепного привода является единой для передач и муфт. Причем она охватывает все основные конструкции цепных муфт.

2. Нагрузочная способность — наименьшая у муфт типа МЦО и наибольшая — у МЦПВ. Причем у муфт МЦО она обусловлена прежде всего работоспособным состоянием роликов цепи. Муфты типа МЦД и МЦПКС по загрузочной способности занимают промежуточное положение.

3. Предложенная методика выбора цепных муфт с выполнением проектировочного и проверочных расчетов позволяет учесть влияние основных параметров и условий работы на нагрузочную способность. Муфты, спроектированные в соответствии с этой методикой, работоспособны.

4. Перспективными являются вероятностные расчеты цепного привода на сопротивление усталости и износ, позволяющие определять ресурс привода в зависимости от вероятности безотказной работы. Даны алгоритмы таких расчетов.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Сергеев С. А.** Цепные муфты: анализ и синтез: Монография. Старый Оскол: ООО "ТНТ", 2011. 398 с.
2. **Сергеев С. А.** Процесс инженерного проектирования // Современные инструментальные системы, информационные технологии и инновации: материалы VI междунар. науч.-техн. конф. В 2 ч. Курск: Курск ГТУ, 2008. С. 55—61.
3. **Сергеев С. А.** Стенд для испытания цепных муфт // Вестник машиностроения. 2009. № 1. С. 84, 85.
4. **Сергеев С. А.** Методология проектирования цепных муфт: Монография. Laplambert Academic Publishing. Сер. Современное машиностроение. Saarbrücken, 2011. 325 с.
5. **Сергеев С. А.** Система автоматизированного проектирования и конструирования цепных муфт // Известия Тульского государственного университета. Технические науки. 2008. № 1. С. 37—42.
6. **Sergeev S. A.** Parametric optimization of chain-transmission sprockets // Russian Engineering Research. 2009. Т. 29. № 5. С. 452—455.
7. **Климов Н. С.** Надежность цепных муфт // Механическое оборудование металлургических заводов. 2016. № 1 (6). С. 47—53.
8. **Сергеев С. А.** К повышению нагрузочной способности цепных муфт // Известия Тульского государственного университета. Технические науки. 2006. № 4. С. 171—174.

УДК 621.512

В. Е. ЩЕРБА, д-р техн. наук, В. В. ШАЛАЙ, д-р техн. наук, А. Ю. КОНДЮРИН, канд. техн. наук,
А. Ю. ОВСЯННИКОВ, Е. А. ДОРОФЕЕВ, К. С. КРЮКОВ (Омский ГТУ), e-mail: Scherba_v_e@list.ru

Анализ деформационного, массообменного и теплового взаимодействий в процессе сжатия в насосах объемного действия

Рассмотрен процесс сжатия рабочего тела в насосах объемного действия при деформационном, массообменном и тепловом взаимодействиях. Разработаны расчеты процесса сжатия для каждого вида взаимодействия и при их комбинации. Выполнены расчеты и анализы эффективности процессов сжатия при разных видах взаимодействия.

Ключевые слова: насос объемного действия, вид взаимодействия, расчет, анализ, процесс сжатия.

The process of working body compression in volume-effect pumps under deformation, mass-exchange and thermal interactions is considered. Calculations of the compression process for each type of interaction and with their combination have been developed. Calculations and analyzes of the effectiveness of compression processes for different types of interaction are performed.

Keywords: volume-effect pump, type of interaction, calculation, analysis, compression process.

В насосах объемного действия (поршневых, шестеренных, пластинчатых и т. д.) процесс сжатия жидкости происходит при одновременном воздействии трех факторов: уменьшение объема V рабочей полости (деформационное взаимодействие); натекание жидкости массой M из линии нагнетания в рабочую полость (массообменное взаимодействие); подвод теплоты от стенок рабочей камеры к жидкости, т. е. повышение ее температуры T (тепловое взаимодействие).

В зависимости от конструкции насоса деформационное или массообменное взаимодействие является решающим [1] и его обязательно сопровождает тепловое взаимодействие.

В данной статье рассмотрим различные модели сжатия жидкости, которые могут быть затем применены в объемных насосах, где одно из трех рассматриваемых взаимодействий с рабочим телом является решающим, и оценим эффективность повышения давления p в рабочей полости насоса каждым из трех рассматриваемых способов.

Теоретический аспект

1. *Деформационное взаимодействие* (T = const; M = const; V = var).

При деформационном взаимодействии температура T и масса M рабочего тела остаются постоянными, а изменяется только объем V рабочей полости. Такое сжатие жидкости характерно для поршневого насоса, оснащенного самодействующими клапанами.

Давление p в рабочей полости в общем случае является функцией температуры T рабочего тела и его удельного объема v. Тогда полный дифференциал давления

$$\mathrm{d}p = \left(\frac{\partial p}{\partial v}\right)_T \mathrm{d}v + \left(\frac{\partial p}{\partial T}\right)_v \mathrm{d}T. \qquad (1)$$

Выполнив преобразования формулы (1) в соответствии с работой [2], получим:

$$\mathrm{d}p = -\frac{1}{\beta_p}\frac{\mathrm{d}v}{v} + \frac{\beta_T}{\beta_p}\mathrm{d}T, \qquad (2)$$

где $\beta_p = \frac{1}{E_w} = -\frac{1}{v}\left(\frac{\partial v}{\partial p}\right)_T$ — коэффициент объемного сжатия жидкости (E_w — модуль ее упругости); $\beta_T = \frac{1}{v}\left(\frac{\partial v}{\partial T}\right)_p$ — коэффициент температурного расширения жидкости.

С учетом того, что температура T = const, уравнение (2) запишем в виде:

$$\mathrm{d}p = -E_w\frac{\mathrm{d}v}{v}. \qquad (3)$$

Учитывая, что масса M газа остается постоянной, $\mathrm{d}v/v$ в уравнении (3) можно заменить на $\mathrm{d}V/V$. Тогда, $\int\limits_{p_{\text{вс}}}^{p} \mathrm{d}p = -E\int\limits_{V_{\text{вс}}}^{V} \mathrm{d}V/V$ и, интегрируя, получаем:

$$p = p_{\text{вс}} + E_w \ln\frac{V_{\text{вс}}}{V},$$

где $p_{\text{вс}}$ и $V_{\text{вс}}$ — давление жидкости и объем рабочей полости в конце процесса всасывания.

При учете деформации стенок рабочей камеры необходимо вместо E_w учитывать $E_{\text{эф}} = f(E_w, E_{\text{ст}})$ [3], где $E_{\text{ст}}$ — модуль упругости стенок рабочей полости.

2. *Массообменное взаимодействие* (V = const; T = const; M = var).

В большинстве насосов объемного действия (в первую очередь в шестеренных, пластинчатых, а также аксиально-поршневых с торцевым распределителем жидкости и радиально-поршневых с ее цапфовым распределением) сжатие жидкости происходит вследствие ее протекания из линии нагнетания в рабочую полость. В этом случае массообменное взаимодействие является решающим, а деформационным и тепловым взаимодействиями можно пренебречь.

При нагнетании массы ΔM жидкости в рабочую полость отношение $\Delta M/M$ можно записать в виде:

$$\frac{\Delta M}{M} = \frac{\rho_w \Delta V}{\rho_w V} = \frac{\Delta V}{V}, \qquad (4)$$

где ρ_w — плотность жидкости.

С учетом уравнения (4) закон Гука для объема жидкости в рабочей полости насоса запишем в виде:

$$\frac{1}{E_w} = -\frac{1}{V}\frac{\Delta V}{\Delta p} = \frac{1}{\Delta p}\frac{\Delta M}{M}.$$

Переходя к дифференциальным соотношениям, получаем:

$$\mathrm{d}p = -E_w \frac{\mathrm{d}M}{M}.$$

После интегрирования имеем:

$$p = p_{\text{вс}} + E_w \ln(M/M_{\text{вс}}), \qquad (5)$$

где $M_{\text{вс}}$ — масса жидкости в конце процесса всасывания.

В уравнении (5) текущая масса M является функцией текущего давления p. Элементарная масса жидкости, вытекающей через отверстие, определяется как

$$\mathrm{d}M = \alpha_{\text{от}} f_{\text{от}} \sqrt{2(p_{\text{н}} - p)\rho_w}\,\mathrm{d}\tau, \qquad (6)$$

где $\alpha_{\text{от}}$ и $f_{\text{от}}$ — коэффициент расхода и площадь отверстия; τ — текущее время.

Подставляя в уравнение (6) выражение (5) для текущего давления, получаем:

$$\mathrm{d}M = \alpha_{\text{от}} f_{\text{от}} \sqrt{2\rho_w\left(\Delta p_0 - E_w \ln\frac{M}{M_{\text{вс}}}\right)}\,\mathrm{d}\tau, \qquad (7)$$

где $\Delta p_0 = p_{\text{н}} - p_{\text{вс}}$ — перепад давления между линиями нагнетания и всасывания; $p_{\text{н}}$ — давление нагнетания.

Коэффициент $\alpha_{\text{от}}$ расхода и площадь $f_{\text{от}}$ отверстия в общем случае являются функциями времени, и, разделяя переменные, получаем:

$$\int_{M_{\text{вс}}}^{M} \frac{\mathrm{d}M}{\sqrt{2\left(\Delta p_0 - E_w \ln\frac{M}{M_{\text{вс}}}\right)}} = \sqrt{\rho_w} \int_{\varphi_{\text{вс}}}^{\varphi} \alpha_{\text{от}}(\varphi) f_{\text{от}}(\varphi) \frac{\mathrm{d}\varphi}{\omega}, \qquad (8)$$

где φ и ω — угол поворота и угловая скорость коленчатого вала.

Интегральное уравнение (8) при $\alpha_{\text{от}}$ = const и $f_{\text{от}}$ = const преобразуется к виду:

$$\int_{M_{\text{вс}}}^{M} \frac{\mathrm{d}M}{\sqrt{2\left(\Delta p_0 - E_w \ln\frac{M}{M_{\text{вс}}}\right)}} = \alpha_{\text{от}} f_{\text{от}} \sqrt{\rho_w}\,\frac{(\varphi - \varphi_{\text{вс}})}{\omega}, \qquad (9)$$

где $\varphi_{\text{вс}}$ — угол поворота коленчатого вала при всасывании.

Необходимо отметить, что даже при принятии допущения о постоянстве $\alpha_{\text{от}}$ и $f_{\text{от}}$ и получении аналитического выражения для интеграла в левой части уравнения (9), имеем нелинейное алгебраическое уравнение, которое необходимо численно решать относительно M для каждого угла поворота коленчатого вала. Вследствие этого представляется целесообразным сразу проводить численное решение уравнения (7).

3. *Тепловое взаимодействие* (T = var; M = const; V = const).

Первый закон термодинамики в общем случае имеет вид [4]:

$$\mathrm{d}q = \mathrm{d}u + p\mathrm{d}v - \sum_i^n (i_{\text{п}i} - i)\mathrm{d}m_{\text{п}i}, \qquad (10)$$

где $i_{\text{п}i}$ — удельная энтальпия присоединяемой массы $\mathrm{d}m_{\text{п}i}$.

При постоянных объеме и массе уравнение (10) имеет вид:

$$\mathrm{d}q = \mathrm{d}u,$$

где $\mathrm{d}q$ — элементарное удельное количество теплоты, подводимое к термодинамической системе; u — удельная внутренняя энергия, которая является в общем случае функцией удельного объема и температуры: $u = f(v, T)$.

Полный дифференциал внутренней энергии получим в виде:

$$\mathrm{d}u = \left(\frac{\partial u}{\partial v}\right)\mathrm{d}v + \left(\frac{\partial u}{\partial T}\right)_v \mathrm{d}T. \qquad (11)$$

Так как $M = \text{const}$, $V = \text{const}$ и, соответственно, $v = M/V = \text{const}$, уравнение (11) преобразуется к виду:

$$\mathrm{d}u = \left(\frac{\partial u}{\partial T}\right)_v \mathrm{d}T = C_v \mathrm{d}T,$$

где C_v — удельная изохорная теплоемкость.

Полный дифференциал давления $\mathrm{d}p$ [см. формулу (2)] запишется в виде:

$$\mathrm{d}p = \frac{\beta_T}{\beta_p}\mathrm{d}T = \frac{\beta_T}{\beta_p}\frac{\mathrm{d}q}{C_v}.$$

Используя граничные условия третьего рода [5], элементарное удельное количество теплоты $\mathrm{d}q$ определим как

$$\mathrm{d}q = \frac{\mathrm{d}Q}{M} = \frac{\alpha F}{M}(\bar{T}_{\text{ст}} - T)\frac{\mathrm{d}\varphi}{\omega}$$

или

$$\mathrm{d}T = \frac{\alpha F}{C_v M}(\bar{T}_{\text{ст}} - T)\frac{\mathrm{d}\varphi}{\omega}, \qquad (12)$$

где α — коэффициент теплоотдачи; F — поверхность теплообмена; $\bar{T}_{\text{ст}}$ — средняя температура стенок рабочей камеры.

Разделяя переменные в уравнении (12) и интегрируя, получаем:

$$\int_{T_{\text{вс}}}^{T} \frac{\mathrm{d}T}{(\bar{T}_{\text{ст}} - T)} = \int_{\varphi_{\text{вс}}}^{\varphi} \frac{\alpha F}{C_v M\omega}\mathrm{d}\varphi. \qquad (13)$$

При постоянных коэффициенте α и поверхности F теплообмена уравнение (13) после интегрирования примет вид:

$$T = T_{\text{ст}} - \frac{(\bar{T}_{\text{ст}} - T_{\text{вс}})}{\exp\left[\frac{\alpha F}{C_v M\omega}(\varphi - \varphi_{\text{вс}})\right]}. \qquad (14)$$

Дифференцируя уравнение (14), получаем:

$$\mathrm{d}T = \frac{(\bar{T}_{\text{ст}} - T_{\text{вс}})\frac{\alpha F}{C_v M\omega}}{\exp\left[\frac{\alpha F}{C_v M\omega}(\varphi - \varphi_{\text{вс}})\right]}\mathrm{d}\varphi. \qquad (15)$$

Полный дифференциал $\mathrm{d}p$ давления с учетом того, что $V = \text{const}$, имеет вид:

$$\mathrm{d}p = \frac{\beta_T}{\beta_p}\mathrm{d}T$$

или с учетом выражения (15):

$$\mathrm{d}q = E_w \beta_T (\bar{T}_{\text{ст}} - T_{\text{вс}}) \times$$
$$\times \frac{\alpha F}{C_v M\omega}\int_{\varphi_{\text{вс}}}^{\varphi} \exp\left[\frac{\alpha F}{C_v M\omega}(\varphi_{\text{вс}} - \varphi)\right]\mathrm{d}\varphi. \qquad (16)$$

Интегрируя уравнение (16), получаем:

$$p = p_{\text{вс}} + E_w \beta_T (\bar{T}_{\text{ст}} - T_{\text{вс}}) \times$$
$$\times \left\{1 - \exp\left[-\frac{\alpha F}{C_v M\omega}(\varphi - \varphi_{\text{вс}})\right]\right\}.$$

4. *Деформационное и массообменное взаимодействия.*

В большинстве практических случаев в насосах объемного действия наблюдаются деформационное и массообменное взаимодействия при малом влиянии теплового взаимодействия.

Полный дифференциал давления при отсутствии теплового взаимодействия имеет вид:

$$\mathrm{d}p = -\frac{1}{\beta_p}\frac{\mathrm{d}v}{v} = -E_w\frac{\mathrm{d}v}{v}. \qquad (17)$$

Удельный объем v определяется как $v = V/M = f(V, M)$. Тогда полный дифференциал удельного объема принимает вид:

$$\mathrm{d}v = \left(\frac{\partial v}{\partial V}\right)_M \mathrm{d}V + \left(\frac{\partial v}{\partial M}\right)_V \mathrm{d}M$$

или

$$\mathrm{d}v = \frac{\mathrm{d}V}{M} - \frac{V}{M^2}\mathrm{d}M. \qquad (18)$$

Подставляя значение $\mathrm{d}v$ из уравнения (18) в формулу (17) получаем:

$$\mathrm{d}p = -\frac{E_w}{v}\left(\frac{\mathrm{d}V}{M} - v\frac{\mathrm{d}M}{M}\right) = -\frac{E_w}{v}\frac{\mathrm{d}V}{M} + E_w\frac{\mathrm{d}M}{M} =$$
$$= E_w\left(\frac{\mathrm{d}M}{M} - \frac{\mathrm{d}V}{V}\right). \qquad (19)$$

Интегрируя уравнение (19), получаем закон изменения давления при изменении объема и массы жидкости в рабочей полости:

$$\int_{p_{\text{вс}}}^{p}\mathrm{d}p = E_w\int_{M_{\text{вс}}}^{M}\frac{\mathrm{d}M}{M} + E_w\int_{V}^{V_{\text{вс}}}\frac{\mathrm{d}V}{V} = P =$$
$$= P_{\text{вс}} + E_w\left(\ln\frac{V_{\text{вс}}}{V} + \ln\frac{M}{M_{\text{вс}}}\right). \qquad (20)$$

Необходимо отметить, что при $V = \text{const}$ уравнение (20) преобразуется в уравнение (5) и частный случай правильно вписывается в общий случай повышения давления при изменении объема и массы рабочего тела.

Система уравнений, описывающая изменение термодинамических параметров рабочего тела в процессе сжатия для данного случая, запишется в виде:

$$\begin{cases} V = f(\varphi); \\ \mathrm{d}M = \alpha_{\text{от}} f_{\text{от}} \sqrt{2\rho_w (p_{\text{н}} - p)}\,\mathrm{d}\tau; \\ p = p_{\text{вс}} + E_w \left(\ln \dfrac{V_{\text{вс}}}{V} + \ln \dfrac{M}{M_{\text{вс}}} \right); \\ T = \text{const}. \end{cases}$$

Пример и результаты расчета

Рассмотрим влияние деформационного, массообменного и теплового взаимодействий для рабочего объема поршневого насоса, имеющего следующие основные геометрические и эксплуатационные параметры:

диаметр цилиндра — 0,04 м;

ход поршня — 0,04 м;

относительное мертвое пространство — 0,5;

давление всасывания — 0,1 МПа;

давление нагнетания — 20 МПа;

частота вращения коленчатого вала — 500 мин$^{-1}$;

отношение хода поршня к удвоенной длине шатуна — 0,25;

рабочее тело — вода;

модуль упругости жидкости — $2 \cdot 10^9$ Па;

температура жидкости на всасывании — 300 К;

диаметр отверстия, соединяющего линию нагнетания с рабочей полостью — 0,02 мм;

коэффициент расхода отверстия — 0,8;

плотность жидкости — 1000 кг/м^3;

коэффициент температурного расширения — $4{,}58 \cdot 10^{-4}$ К$^{-1}$.

Расчет проводили для всех четырех рассмотренных случаев взаимодействия. На рис. 1 представлены зависимости давления p и объема V рабочей полости поршневого насоса от угла φ поворота коленчатого вала при деформационном взаимодействии. Зависимости $p = f_1(\varphi)$ и $V = f_2(\varphi)$ имеют типичный вид. Угол окончания процесса сжатия составляет около 2,85 рад. На рис. 2 представлено изменение давления p в рабочей полости насоса и массы M жидкости в ней от времени τ процесса, которое было пересчитано на угол φ поворота коленчатого вала насоса ($\varphi = \omega\tau$). Анализируя рис. 1 и 2, можно сделать следующие выводы:

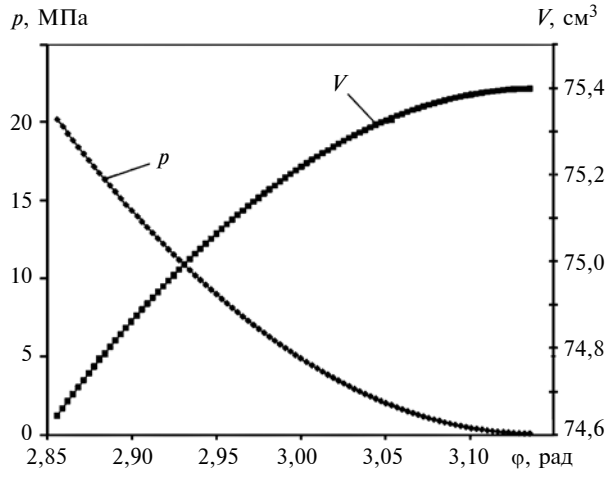


Рис. 1. Зависимости давления *p* и объема *V* рабочей полости от угла φ поворота коленчатого вала

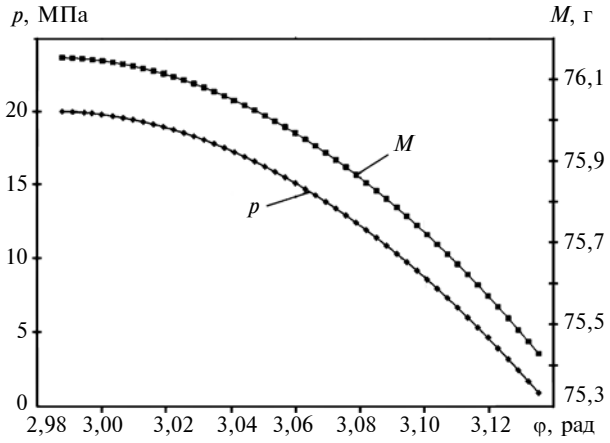


Рис. 2. Зависимости давления *p* и массы *M* в рабочей полости от угла φ поворота коленчатого вала

1. Кривые изменения давления p по углу φ поворота коленчатого вала на рис. 1 и 2 имеют противоположный характер: при изменении объема V рабочей полости — медленное изменение давления в начале процесса и быстрое в конце (см. рис. 1); при изменении массы рабочего тела — наоборот (см. рис. 2).

2. При выбранном диаметре отверстия (2 мм), соединяющем линию нагнетания с рабочей полостью, сжатие жидкости осуществляется быстрее, чем при изменении объема V при частоте вращения коленчатого вала 500 мин$^{-1}$.

3. Кривая изменения массы M рабочего тела (см. рис. 2) имеет такой же характер, как и кривая изменения давления p. Характер этих кривых объясняется уменьшением скорости натекания жидкости в рабочую полость при увеличении в ней давления.

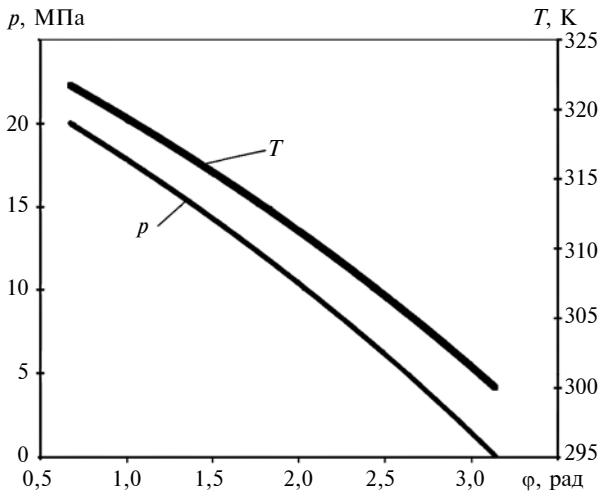


Рис. 3. Зависимости давления *p* и температуры *T* в рабочей полости от угла φ поворота коленчатого вала

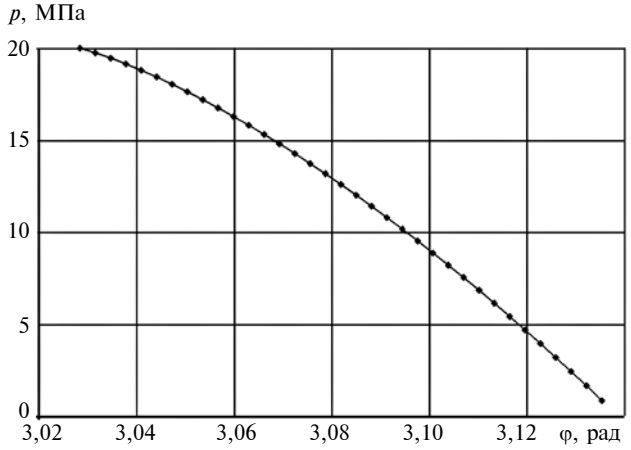


Рис. 4. Зависимость давления *p* при деформационном и массообменном воздействиях от угла φ поворота коленчатого вала

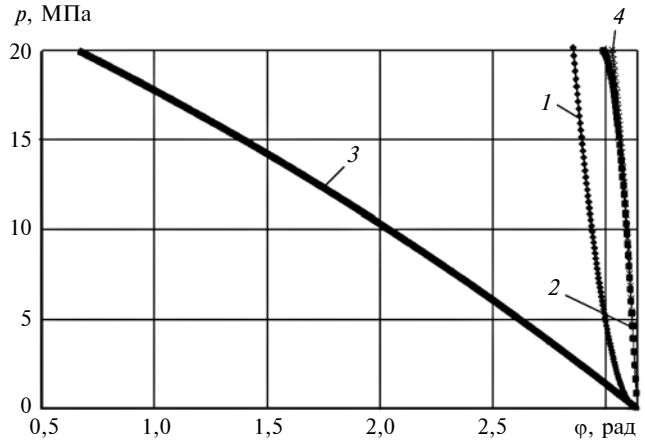


Рис. 5. Зависимости давления *p* при разных видах воздействия от угла φ поворота коленчатого вала

На рис. 3 представлены зависимости температуры T и давления p жидкости в рабочей камере от времени τ процесса, которое, как и в предыдущем случае, пересчитано на угол φ поворота коленчатого вала. В расчетах приняли, что средняя температура стенок рабочей камеры $\overline{T}_{ст} = 360$ К. Для того чтобы обеспечить время нагрева жидкости, соизмеримое с рассмотренными ранее вариантами, необходимо иметь коэффициент α теплоотдачи в диапазоне $(10^5 \div 10^6)$ Дж/(м^{2}К). При проведении расчетов приняли $\alpha = 3 \cdot 10^5$ Дж/(м^{2}К). Согласно рис. 3 характер изменения давления p аналогичен характеру изменения температуры T жидкости в рабочей камере и близок к характеру изменения давления, который наблюдается при изменении массы M рабочего тела (см. рис. 2). Отметим также, что для повышения давления в рабочей камере до 20 МПа, необходимо увеличить температуру жидкости более чем на 20 К.

На рис. 4 приведена кривая изменения давления p при деформационном и массообменном взаимодействиях, которая аналогична кривой давления, представленной на рис. 2. Это свидетельствует о преобладании в данном случае массообменного взаимодействия.

На рис. 5 представлены кривые изменения давления p для рассматриваемых четырех случаев взаимодействия: *1* — деформационного, *2* — массообменного, *3* — теплового, *4* — деформационного и массообменного.

Сравнение кривых процесса сжатия при разных видах воздействия позволяет сделать вывод, что деформационное и массообменное воздействия обеспечивают наиболее быстрое сжатие жидкости в рабочей камере поршневого насоса.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Башта Т. М.** Объемные насосы и гидравлические двигатели гидросистем. М.: Машиностроение, 1974. 606 с.
2. **Термодинамические** основы расчета процессов сжатия и расширения в насосах объемного действия / В. Е. Щерба, В. В. Шалай, Е. А. Павлюченко и др. // Химическое и нефтегазовое машиностроение. 2015. № 3. С. 25—27.
3. **Альтштуль А. Д., Киселев П. Г.** Гидравлика и аэродинамика. М.: Стройиздат, 1975. 329 с.
4. **Обобщенный** термодинамический подход к расчету процессов всасывания и нагнетания в насосах и компрессорах объемного действия / В. Е. Щерба, В. В. Шалай, А. В. Григорьев и др. // Химическое и нефтегазовое машиностроение. 2015. № 6. С. 26—29.
5. **Кушнырев В. И., Лебедев В. И., Павленко В. А.** Техническая термодинамика и теплопередача. М.: Стройиздат, 1986. 463 с.

УДК 628.7.036.54-63:662.61:534.83

В. И. БИРЮКОВ, д-р техн. наук, Р. А. ЦАРАПКИН (МАИ),
e-mail: aviatex@mail.ru

Экспериментальное определение декрементов затухания в камерах сгорания жидкостных ракетных двигателей

Предложена оценка декрементов затухания колебаний давления в камерах сгорания форсированных ракетных двигателей на основе жесткого возбуждения акустических колебаний определенной моды. Разработано устройство для жесткого возбуждения высокочастотных колебаний давления, исключающее попадание металлических осколков в реакционный объем камеры сгорания. Даны рекомендации для расчета акустических характеристик трактов сложных форм.

Ключевые слова: ракетный двигатель, камера сгорания, акустические колебания, возмущающее устройство, декремент затухания, спектр, электрический взрыв проводников.

The estimation of attenuation decrements of pressure fluctuations in combustion chambers of forced rocket engines on the basis of rigid excitation of acoustic oscillations of a certain mode is proposed. A device for hard excitation of high-frequency pressure oscillations, which excludes the ingress of metal fragments into the reaction volume of the combustion chamber, has been developed. The recommendations are given for calculating the acoustic characteristics of the tracts of complex shapes.

Keywords: rocket engine, combustion chamber, acoustic oscillations, disturbing device, attenuation decrement, spectrum, electric explosion of conductors.

Нередко акустические колебания давлений в камерах сгорания (КС) и газогенераторах жидкостных ракетных двигателей (ЖРД) являются причиной аварий и при их конструкторской отработке, и при летных испытаниях ракетно-космических комплексов [1], несмотря на то что контрольно-технологические испытания перед установкой на ракету показывали их работоспособность. Причиной тому может являться неустойчивость рабочего процесса (горения). Акустическая неустойчивость в КС и газогенераторах ЖРД проявляется в самопроизвольных автоколебаниях значений давления, скорости и температуры газа с большими амплитудами. При работе двигателя на стационарном или переходном режимах имеют место колебания значений параметров его работы с широким спектром частот, что обусловлено разными источниками колебаний и разными механизмами их возбуждения. Основными причинами данных колебаний являются: акустические свойства КС или газогенераторов [2—4]; пульсации, возникающие при работе насосов и турбин [1, 5]; процесс горения; возмущения в трактах охлаждения, влияющие на процесс впрыска топлива.

Различают собственные и вынужденные колебания давлений в КС. Последние создаются источниками, расположенными вне КС, но они влияют на процесс преобразования топлива в продукты сгорания. Высокочастотная неустойчивость рабочего процесса в ЖРД обусловлена процессами теплоподвода и массоподвода при горении топлива [1—14].

Ввиду отсутствия методик расчета на устойчивость к акустическим колебаниям рабочих процессов КС и газогенераторов в серийное производство поступали ЖРД с недостаточным запасом устойчивости.

При проектировании КС и газогенераторов ЖРД разработчики решают ряд задач, необходимых для обеспечения устойчивости рабочего процесса на всех рабочих режимах и при всех возможных внешних воздействиях.

Экспериментальные методы искусственных возмущений и естественных шумов позволяют по сравнению с другими известными методами получать количественные оценки запаса устойчивости рабочего процесса [1, 3—8].

Первый метод аналогичен применяемому в математике анализу устойчивости систем уравнений. В данном случае в работающей КС или газогенераторе создается искусственное возмущение или используются естественные возмущения рабочего процесса — шумы при горении. Для этого были выработаны соответствующие критерии, количественно характеризующие запасы устойчивости, обеспечивающие гарантию работоспособности двигателя на всех требуемых режимах и при всех внешних условиях, предусмотренных техническим заданием.

Анализ естественных шумов дает большой объем информации о запасах устойчивости рабочего процесса и позволяет при серийном производстве двигателей осуществлять контроль стабильности производства в части сохранения запаса устойчивости.

Математическую модель ЖРД можно представить в виде системы нелинейных уравнений [2—3, 5—8]. При введении возмущений, не нарушающих эту систему, отклик системы на возмущения определяет выражение [1]

$$y = Ay_0 \exp\left(-\int_0^t \delta \mathrm{d}t\right) \times \sin\left(\int_0^t \omega \mathrm{d}t + \varphi_0\right), \qquad (1)$$

где Ay_0 — начальная амплитуда отклонения; δ — коэффициент затухания; ω — частота колебаний; φ_0 — начальная фаза колебаний.

Коэффициент затухания колебаний имеет физический смысл [1, 3]:

$$\delta = (E_2 - E_1)/(2E_\Sigma),$$

где E_2 — поток колебательной энергии в единицу времени, диссипируемый системой; E_1 — поток колебательной энергии, поступающей в систему; E_Σ — полная энергия колебаний в системе.

Заменим коэффициент затухания безразмерной величиной, умножив его на период, т. е. получим декремент колебаний δT.

Экспериментально полученные колебания в КС и газогенераторах ЖРД можно проанализировать, представив их в виде зависимости (1). Параметры δ и ω являются количественными показателями процесса колебаний, это позволяет использовать их в качестве экспериментальных показателей устойчивости.

Для определения экспериментальных значений декремента колебаний давления, в том числе и по шумам, можно применить следующие методы: спектральный, корреляционный, амплитудный и метод мгновенного периода. В экспериментальных исследованиях устойчивости рабочего процесса в ЖРД наибольшее распространение получили спектральный и корреляционный методы [1, 3—4]. Спектральный метод предполагает регистрацию пульсаций давления в КС, далее аналоговый сигнал усиливают, пропускают через фильтры спектроанализатора и обрабатывают на компьютере.

Декремент колебаний давления, определяемый спектральным методом, вычисляем по ширине спектра мощности S пульсаций давления (рис. 1) по формуле

$$\delta T = \pi \frac{(\Delta - \Delta_f)}{f_0},$$

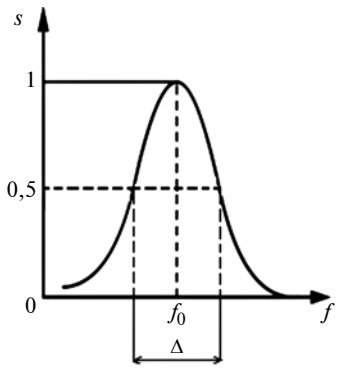


Рис. 1. Зависимость спектра мощности *S* пульсаций давления от частоты *f* колебаний

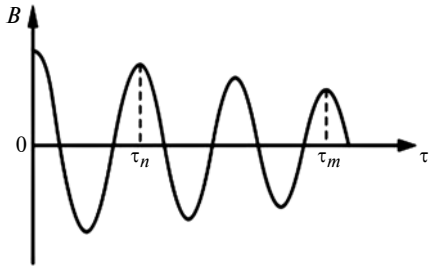


Рис. 2. График затухания колебаний давления

где Δ_f — ширина спектра (диапазон пропускаемых частот) конкретного фильтра спектроанализатора; Δ — ширина спектра мощности обработанного сигнала, соответствующая $0{,}5S_{\max}$ или $0{,}5S(f_0)$.

В используемом алгоритме применен трехточечный метод, учитывающий зависимости подъемов слева и справа, фона и других помех, относительно обсчитываемой точки. Одновременно выполняется перебор соседних пар точек вблизи максимума, далее выбирается пара точек, которые дают в сумме минимальный декремент и его расчетный разброс.

Корреляционый метод используют для вычисления декремента по скорости затухания взаимокореляционной функции $B(\tau)$ (рис. 2) [1, 3—4]:

$$\delta T = \frac{1}{m-n} \ln \frac{B(\tau_n)}{B(\tau_m)},$$

где $B(\tau_n)$ и $B(\tau_m)$ — максимальные значения взаимокорреляционной функции для n-го и m-го периодов колебаний.

Идентификацию спектра частот колебаний проводят для выделения собственных частот исследуемого акустического тракта, на которых в процессе отработки изделия реализуется усиление колебаний (резонанс). Основным методом является сравнение экспериментальных частот с расчетными значениями для собственных форм колебаний газового объема тракта. Сведения о значениях других параметров необходимы для статистики и уточнения их предельных значений, а также при необходимости внесения изменений в конструкцию КС, влияющих на устойчивость ее работы.

Для количественных оценок запасов устойчивости рабочего процесса в КС ЖРД потребовалось:

выбрать оптимальные показатели, характеризующие устойчивость рабочего процесса;

разработать систему измерений, включая аппаратуру для регистрации параметров и создать методики обработок исходной информации;

исследовать связи показателей устойчивости с конструктивными и режимными параметрами двигателей;

определить диапазоны значений показателей, обеспечивающих достаточные запасы устойчивости рабочего процесса разных двигателей.

Способы создания искусственных возмущений рабочего процесса в КС и газогенераторах ЖРД

Известны следующие способы внесения возмущений в испытуемой КС ЖРД, работающей на номинальном режиме:

создание гармонических пульсаций или импульсных возмущений в системе подачи топлива;

вдув нейтрального газа для создания возмущений давления в заданном сечении вблизи периферийной части КС;

подрыв заряда пиропатрона внутрикамерного возмущающего устройства (ВВУ) и внешнего

импульсного устройства (ВИУ) с возмущением полей давления и скоростей в КС.

Исследования устойчивости рабочего процесса созданием гармонических колебаний расхода топлива на входе в КС с использованием методических решеток представлены в работах [7, 8].

При оценке запасов устойчивости рабочего процесса в КС приближения инициируемых возмущений по сравнению с возмущениями, возникающими в реальных условиях, зависит от места расположения ввода импульса и его величины. Импульсное возмущение расхода топлива создается вдувом газа в КС и изменением распределения скорости газов. ВВУ и ВИУ генерирует мощные импульсы давления, при этом возмущение скорости газа существует только в начальный момент и кратковременно. Достоверность оценки устойчивости процесса зависит от того, насколько тот или другой метод создания импульсных возмущений воспроизводит реальное возбуждение акустических мод неустойчивости горения. Так, сферический фронт волны давления может привести к последующему дроблению крупных капель топлива и уменьшению времени преобразования топлива в продукты горения, что в целом изменит динамические характеристики данного процесса. Внешние импульсные устройства создают направленное возмущение давления, это позволяет инициировать конкретные моды неустойчивости, например, тангенциальные колебания. Для определения склонности КС к какой-либо моде неустойчивости ВВУ следует размещать так, чтобы инициировать наибольшее число собственных форм колебаний. Требования, предъявляемые к ВВУ и ВИУ, изложены в работах [1—11, 15].

Данные устройства должны обеспечивать:

амплитуды возмущений наиболее часто наблюдаемых естественных импульсов давления в КС (газогенераторах);

достаточный энергетический спектр импульса для возбуждения в КС (как акустическом резонаторе) колебаний давления достаточной интенсивности в рассматриваемом диапазоне частот;

возможность изменения амплитуды в желаемом диапазоне и стабильность характеристик при повторном возмущении, а также создание ряда периодических импульсов;

ввод возмущений в широком диапазоне давлений.

При этом на ВИУ накладываются эксплуатационные ограничения, например, минимально допустимый диаметр входного отверстия для ввода возмущений для уменьшения воздействия на целостность КС, а также минимальные габаритные размеры, стойкость к повышенным температурам и вибрациям и др.

Наиболее важным является выбор места ввода возмущения, которое можно определить прогнозированием моды и частоты собственных колебаний тракта или статистически на основании многочисленных экспериментов.

Конструкции ВВУ и ВИУ представляют собой изолированные корпуса с взрывчатым веществом (ВВ) и детонатором. Корпус изготовляют в виде цилиндра, при этом форма генерируемой волны ВВУ трансформируется в процессе распространения в сферическую. У ВИУ внешняя торцевая часть представляет собой мембрану, которая после подрыва ВВ вместе с продуктами горения по каналу попадает в КС. В качестве взрывчатого вещества в ВВУ используют гексоген или тетранитрат пентаэритрита (ТЕН), а также и другие детонирующие ВВ, обладающие необходимой бризантностью. Амплитуда возмущений давления пропорциональна энергии, выделяемой при взрыве, и зависит от объема ВВ и давления прорыва мембраны. При взрыве ВВ массой >1 г возникают две последовательные ударные волны, которые в канале преобразуются в одну, причем вторая имеет бóльшую амплитуду, чем первая. Плоская в канале ВИУ ударная волна в КС становится близкой к полусферической. При подрыве ВВ массой <0,9 г инициируется одиночная ударная волна. Величина ВВ зависит от объема испытуемой КС. Желательно создать ударную волну со ступенчатым фронтом, а еще предпочтительней серия таких ударных волн, например, пятизарядным устройством с применением низкоскоростной детонации [4] (рис. 3).

При большой массе ВВ возможны деформации огневой стенки КС (газогенератора), сопел форсунок, а также повреждение мембран датчиков давления и др. Деформация стенок КС при разлете осколков ВВУ в виде вмятин со скругленными или острыми краями недопустимо. Для их предотвращения создают эффективные инициирующие устройства с достаточной энергией взрыва, но не допускающие деформаций. Разработаны устройства, в которых детонатором и источником тепловой энергии является взрывающаяся проволока.

Простейшая конструкция данного устройства представлена на рис. 4 [15]. Ударная волна возбуждается в реакционной камере *9*, заполненной азотом или гелием, в результате высоковольтного разряда в плазменном канале, образующемся при испарении медной проволоки *10* диаметром 0,8 мм. Данное искусственное возмущение давления сопоставимо с энергией взрыва заряда ВВ, на сегодняшний день проходит апробацию. Для этой цели используют подсоединяемую к модельной камере натурную форсунку, работающую на газообразных компонентах при атмосферном давлении, и электроимпульсное возмущающее устройство, установленное на периферии модельной камеры.

Схема участка экспериментальной установки представлена

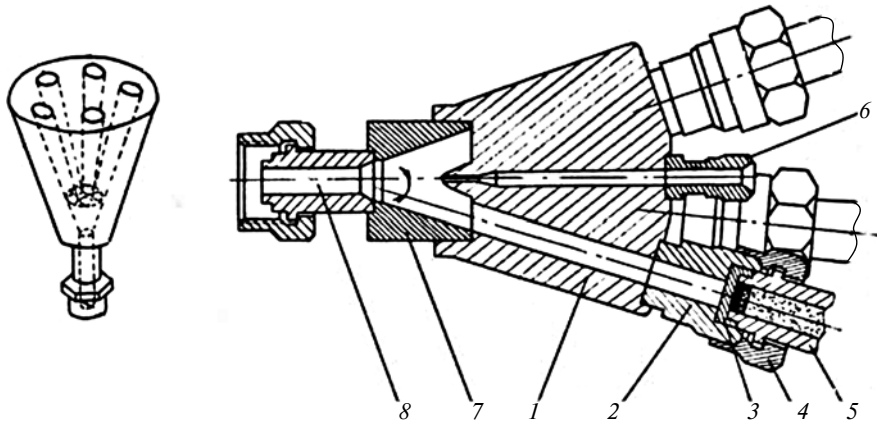


Рис. 3. Пятизарядное камерное возмущающее устройство:
1 — корпус; *2* — штуцер; *3* — мембрана; *4* — накидная гайка; *5* — зарядная камера с взрывчатым веществом (гексоген); *6* — штуцер продувки; *7* — переходная втулка; *8* — выходной канал

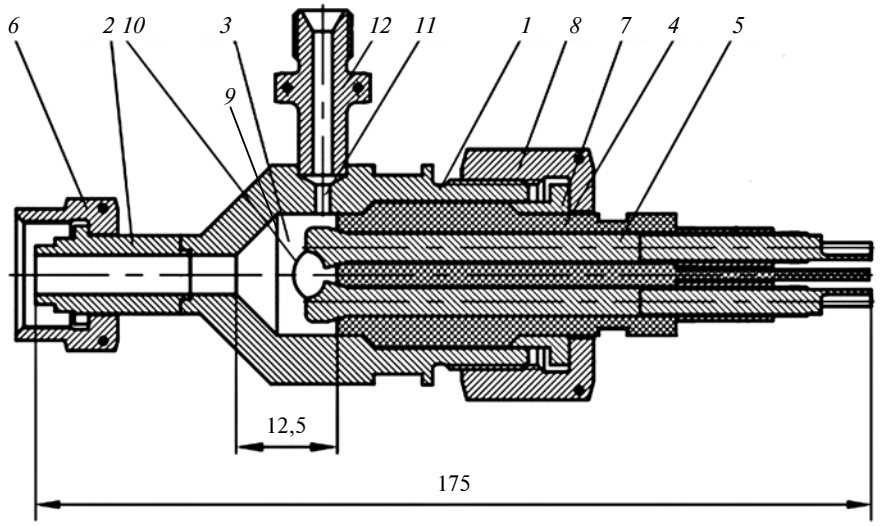


Рис. 4. Конструкция импульсного электровзрывного возмущающего устройства (ИЭВУ):
1 — корпус; *2* — ниппель; *3* — реакционная камера; *4* — изолятор; *5* — электроды; *6*, *8* — накидные гайки; *7* — нажимная втулка; *9* — камера вдува нейтрального газа; *10* — медная проволока; *11* и *12* — канал и штуцер для подвода нейтрального газа

на рис. 5. Модельная КС *1* диаметром $D_К$ = 184 мм и длиной L = 280 мм охлаждается водой. Ее устанавливают вертикально на металлическую охлаждаемую пластину с отверстием, в которое вставлена обвязка с эмульсионной форсункой *2* или блок из пяти двухкомпонентных струйных форсунок *14*. Электроды через разъединитель *6* цепи соединены кабелем с высоковольтным конденсатором *7*, который заряжается от высоковольтного источника ВС-23 (поз. *8*). Для измерения пульсаций давления в КС установлены два датчика пульсаций, расположенных в той же горизонтальной плоскости, что и устройство для ввода возмущений. Датчик Д1 находится рядом с источником *3* импульсов давления (ИИД) под углом 29° к диаметру, условно проведенному через ИИД, а датчик Д2 размещен напротив ИИД рядом с форсункой. В отверстия вставлены два акустических зонда, состоящие из трубок-волноводов *9* и *10* с датчиками пульсаций ЛХ-610. Сигналы с датчиков усиливают широкополосные усилители У7-1 и У7-6 (поз. 77) и обрабатываются на компьютере *12*. На экран монитора выводятся осредненные значения спектра пульсаций с датчика Д1, амплитуды и частоты главного спектрального максимума, а также расходы компонентов топлива. Для визуального контроля пульсаций используют осциллограф С1-69 (поз. *13*).

Импульс давления газа в КС инициируется следующим образом. От источника высокого напряжения ВС-23 заряжается конденсатор *7* (U = 2400 В), далее цепь замыкается контактом *6*. Электрический ток, проходящий через проволочку *5*, ее нагревает за очень малое время, вследствие чего она испаряется. Выделенная теплота поглощается нейтральный газом — азотом, который подается через канал, что и создает импульс давления газа. Импульсы давления генерировали для трех рабочих режимов: на заведомо устойчивом режиме; в области гистерезиса автоколебаний; в области самовозбуждения автоколебаний. Особый интерес вызывает реакция рабочего процесса на импульс давления от ЭИВУ в области гистерезиса автоколебаний, являющейся областью потенциальной неустойчивости к различным возмущениям.

Запас устойчивости к жесткому возбуждению считается достаточным, если после создания импульсного возмущения колебания давления быстро затухают, при этом имеет место определенное соотношение между начальным пиком давления и давлением газа в КС до его создания. Однако подбор оптимальных соотношений параметров рабочего процесса, необходимых для оценки запаса устойчивости относительно акустических мод колебаний, для ряда двигателей потребовал обработки большого объема статистических данных [1, 4, 6].

Минимальная амплитуда импульсного возмущения должна значительно превышать уровень пульсаций шума для обеспечения вычисления параметров устойчивости с достаточной точностью. Максимальное значение начального импульса давления должно быть ограничено из-за

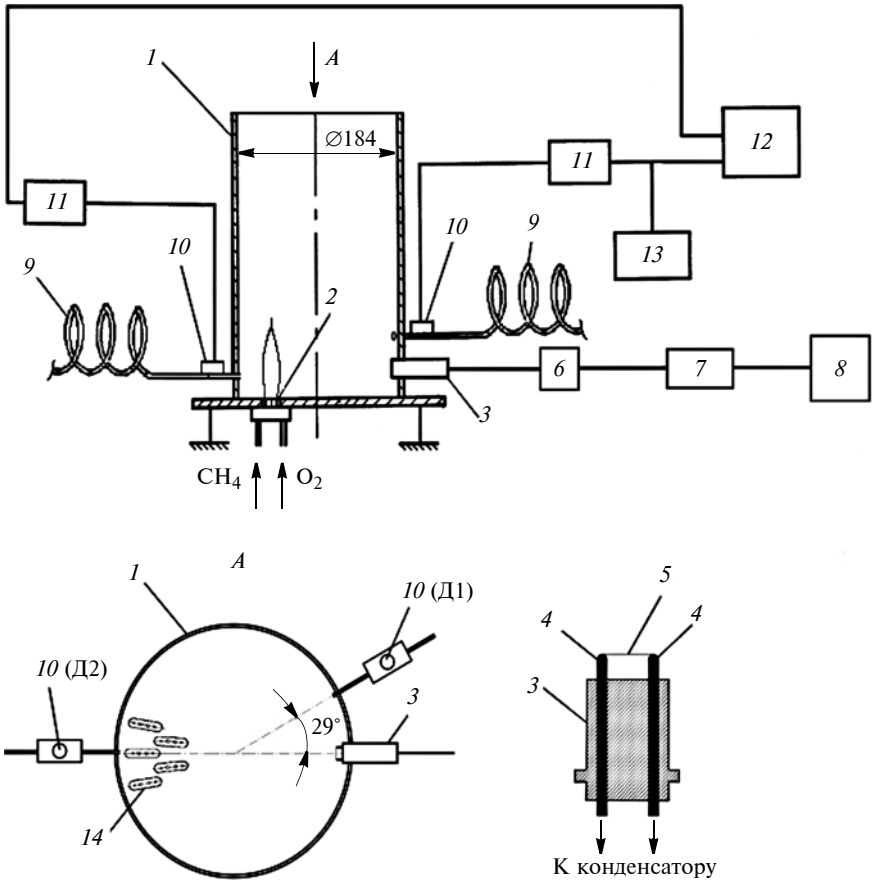


Рис. 5. Схема экспериментальной установки для исследования устойчивости рабочего процесса по отношению к "жесткому" возбуждению высокочастотных колебаний:

1 — модельная КС; *2* — форсунка; *3* — корпус и изолятор ИИВУ; *4* — электроды; *5* — медная проволока; *6* — выключатель (размыкатель) электрической цепи; *7* — блок конденсаторов; *8* — высоковольтный источник; *9* — волноводы; *10* — высокочастотные датчики давления; *11* — широкополосные по частоте аналоговые усилители; *12* — компьютер; *13* — осциллограф; *14* — форсуночная головка (объект исследования)

минимального вмешательства в рабочий процесс исследуемой КС (газогенератора). Установлено, что для оценки устойчивости рабочего процесса к конечным возмущениям необходимо [1, 3—4] ввести импульс давления $15A_{св} < A_м < 25A_{св}$ ($A_м$ — среднее значение абсолютного максимума импульса; $A_{св}$ — средневыпрямленное значение пульсаций естественных шумов) и определить полное время релаксации рабочего процесса: $t_{рел} = t_1 + t_e$ (t_1 — время воздействия на рабочий процесс первой волны возмущения; t_e — время уменьшения амплитуды колебаний давления в е раз).

Считается КС устойчивой к конечным возмущениям, если $t_{рел} < 15$ мс. При испытании натурных двигателей следует оценивать декременты и спектры колебаний давлений до введения возмущения и после, которые не должны превышать предела точности измерений, в противном случае это означает нестабильность рабочего процесса.

Практические рекомендации для расчета собственных акустических частот газовых трактов агрегатов ЖРД

Для анализа устойчивости рабочего процесса в КС измеряют:

амплитуды колебаний давлений естественных и искусственных возмущений в КС (газогенераторе);

вибрационные ускорения в осевом и радиальном направлениях;

амплитудный спектр колебаний давлений в коллекторах перед форсунками.

Далее идентифицируют спектр частот колебаний и определяют границы устойчивости.

Идентификацию спектра частот колебаний выполняют для выделения собственных частот исследуемого акустического тракта, на которых при отработке изделия реализуется резонанс. Основным методом является сравнение экспериментальных и расчетных частот собственных форм колебаний газового объема КС.

Для двигателей без дожигания газогенераторного газа собственные частоты КС определяют как для цилиндра с эквивалентной длиной [3, 4]:

$$L_{экв} = L_ц + \frac{2}{3} L_{суж}, \qquad (2)$$

где $L_ц$ — длина цилиндрической части КС; $L_{суж}$ — длина дозвуковой (сужающейся) части сопла.

Частоту продольных колебаний определят по формуле

$$f = n\frac{c}{2L_{экв}} \quad (n = 1, 2, ...), \qquad (3)$$

где c — скорость звука в продуктах сгорания; n — тон колебаний.

Частоту комбинированных форм колебаний можно определить по формуле

$$f = \sqrt{f_0^2 + f_1^2}. \qquad (4)$$

Здесь

$$f_0 = \frac{\alpha c}{D}; \quad f_1 = (n + 0{,}5)\frac{c}{2L_{экв}} \quad (n = 1, 2, ...), \qquad (5)$$

где $\alpha = 0{,}586$ — для первого тона тангенциальных колебаний; $\alpha = 0{,}972$ — для второго тона тангенциальных колебаний и т. д. [3, 4].

При наличии антипульсационных перегородок длиной l частоту f поперечных колебаний вычисляют по формуле

$$\frac{L}{D_ц} = \frac{\left(\frac{f}{f_0}\right)}{2\pi\alpha} \operatorname{arctg} \sqrt{\left(\frac{f}{f_0}\right)^2 - 1}. \qquad (6)$$

Частоту определяют построением зависимости $\frac{L}{D_ц} = F\left(\frac{f}{f_0}\right)$, и рассчитают частоту поперечных колебаний с учетом влияния холодной зоны, длиной l, примыкающей к огневому днищу форсуночной головки.

Для двигателей с дожиганием генераторного газа в КС рассчитать частоту собственных форм акустических колебаний можно по приведенным выше выражениям, однако следует иметь в виду, что значения частот в этом случае получаются с меньшей точностью из-за неучтенного влияния объема газовода.

Оценить влияние газовода длиной $L_г$ можно по формуле [4]

$$f_{пр} = n\frac{c}{2\left(L_{экв} + L_г\frac{c}{c_г}\right)} \quad (n = 1, 2, ...), \qquad (7)$$

где $c_г$ — скорость звука в газоводе.

Для оценок собственных частот газогенератора можно использовать формулы (2)—(7) с учетом скорректированных значений скорости звука в продуктах сгорания газогенератора. Длину газогенератора определяем как длину газового тракта вдоль осевой линии от огневого днища до соплового аппарата турбины. В сложных случаях определение собственных частот газового тракта осуществляют холодным озвучиванием полостей натурных или модельных агрегатов ЖРД с помощью акустического излучателя. При холодном озвучивании реальных КС предпочтительно заменить КС на модельный тракт в виде цилиндрической трубы длиной $L_{тр} = L_{экв}\frac{c_г}{c}$ и диаметром $D_{тр} = D\frac{c_г}{c}$. При этом граничные условия в левой части тракта моделируют установкой реальной форсуночной головки. Переход от трубы до форсуночной головки, как правило, представляет собой конус, его длина должна соответствовать предполагаемой длине холодной зоны, т. е. $l = 30 \div 40$ мм.

Поперечные колебания инициируют через отверстие в боковой стенке труб акустическим излучателем, торец трубы остается открытым. Продольные акустические колебания возбуждают с торца трубы, на который установлена заглушка с центральным отверстием для излучателя. Если спектр резонансных частот загущен, а сравнение расчетных собственных частот и экспериментальных затруднено, рекомендуется выполнять следующее [4]:

сопоставить спектры, измеренные в разных точках газовых трактов, предфорсуночных полостях, в магистралях после ТНА и др., и определить коэффициенты взаимной корреляции по измеряемым параметрам;

сопоставить частоты на концах участков измеренного и расчетного (модельного) спектров;

сопоставить на соответствующих частотах амплитуды колебаний в разных точках КС, находящихся в одном поперечном сечении. Амплитуды акустических колебаний в разных точках должны быть примерно одинаковыми. Исключениями могут быть автоколебания (акустические со значительной нелинейностью), если существуют условия для установления преимущественной ориентации акустического поля при поперечных колебаниях, излучение от антипульсационных перегородок, секционных головок и др. При изменении режима работы КС (газогенератора) одновременное и одинаковое изменение частот спектров, измеренных в разных точках, указывает на их общую природу;

сравнить спектры естественных пульсаций давлений со спектром возбуждаемых колебаний при внесении импульса, из-за которого реализуются акустические колебания собственных форм газового тракта.

Таким образом, предложена методика оценки запасов ВЧ-устойчивости рабочего процесса в КС и газогенераторах высокоэнергетичных ЖРД, основанная на жестком возбуждении акустической неустойчивости в газовых трактах и последующем анализе реакции процесса горения. Для жесткого возбуждения высокочастотных колебаний давления в КС ЖРД разработано перспективное электроимпульсное возмущающее устройство, исключающее повреждение конструкции элементов КС.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Dranovsky M.** Combustion Instabilities in Liquid Rocket Engines: Testing and Development Practices in Russia // Progress in Astronautics and Aeronautics. AIAA, 2007. Vol. 221.
2. **Бирюков В. И., Мосолов С. В.** Акустика газовых трактов жидкостных ракетных двигателей. М.: МАИ, 2013. 164 с.
3. **Бирюков В. И., Мосолов С. В.** Динамика газовых трактов жидкостных ракетных двигателей. М.: МАИ, 2016. 168 с.
4. **ОСТ В92-9000—78.** Двигатели ракетные жидкостные. Методика оценки высокочастотной устойчивости рабочего процесса. НИИхиммаш, 1978. 105 с.
5. **Liquid** propellant rocket combustion instability / Editor T. David. Washington: National aeronautics and space administration, 1972. 637 p.
6. **Шибанов А. А., Пикалов В. П., Сайдов С. С.** Методы физического моделирования высокочастотной неустойчивости рабочего процесса в жидкостных ракетных двигателях / Под ред. К. П. Денисова. М.: Машиностроение, Машиностроение — Полет, 2013. 512 с.
7. **Рабочие** процессы в жидкостном ракетном двигателе и их моделирование / Е. В. Лебединский, Г. П. Калмыков, С. В. Мосолов и др.; под ред. А. С. Коротеева. М.: Машиностроение, 2008. 512 с.
8. **Акустические** средства борьбы с неустойчивостью горения / Е. В. Лебединский, И. Г. Лозино-Лозинская, И. В. Меркулов и др. М.: ФГУП "Центр Келдыша", 2004. 205 с.
9. **Мосолов С. В., Бирюков В. И.** Антипульсационные перегородки как средство подавления акустических

УДК 531.732

С. А. АНДРЕЕВ, С. В. СЕЛЕЗНЕВ (НПО "Искра", г. Пермь),
e-mail: asa610@iskra.perm.ru

Измерение приращения свободного объема изделий из композитов

Рассмотрены разные методы измерения приращения объема изделия из композита с целью нахождения метода, позволяющего автоматизировать определение данных изменений в зависимости от давления внутри изделия. Найден метод, обеспечивающий автоматическое измерение приращения объема с высокой точностью, представлена конструкция устройства для измерения приращения внутреннего объема изделия.

Ключевые слова: мерник, измерение, объем, приращение, расходомер, динамометр.

Various methods for measuring the increment in the volume of a composite product are considered with the aim of finding a method, that allows the automation of the determination of these changes depending on the pressure inside the product. The method is found, that provides automatic measurement of the volume increment with high accuracy, the structure of a device for measuring the increment of the internal volume of the product is presented.

Keywords: dosimeter, measurement, volume, increment, flowmeter, dynamometer.

Проведены прикладные научно-исследовательские работы, направленные на решение комплекса научно-технических задач для обеспечения изготовления ракетных двигателей различных габаритных размеров из полимерных композиционных материалов (ПКМ). Одна из особенностей, которую необходимо учесть при изготовлении изделий из ПКМ, — приращения объема под действием внутреннего давления.

При заполнении топливом намотанные корпуса из ПКМ под действием внутреннего давления деформируются, при этом происходит увеличение внутреннего объема корпуса. Приращение внутреннего объема от внутреннего давления зависит от жесткости корпуса и может меняться от корпуса к корпусу. Параметры увеличения объема необходимо знать для приготовления точного количества топлива для каждого корпуса, а также для уточнения схемы намотки изделия.

Данная проблема крайне узкоспециализированная и возникает только на конечном этапе испытаний и приемки изделий из ПКМ, в связи с чем нет готовых способов ее решения. Кроме того, только с широким распространением высокоточных датчиков появилась возможность автоматизировать этот этап испытаний.

В настоящее время на предприятиях приращение внутреннего объема изделий измеряют с помощью мерников с визуальным указателем уровня (рис. 1), для чего требуется участие двух человек. В процессе измерения уровень воды в мернике, а соответственно, и в указателе уровня сильно колеблется (так как вода из изделия поступает под давлением до 20 МПа), и записать нужные показания довольно сложно. Также есть проблемы при изготовлении и поверке оборудования, поскольку необходимо вручную откалибровать по изготовленному сосуду мерную трубку, что является длительной и трудо-

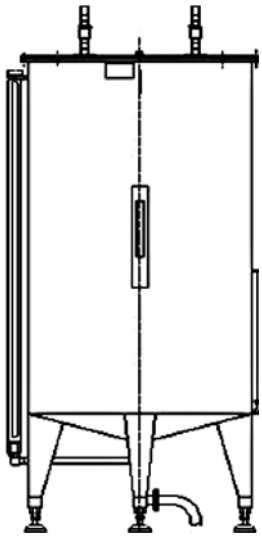


Рис. 1. Мерник с визуальным указателем уровня

(Окончание статьи. Начало см. на стр. 21)

колебаний в камерах жидкостных ракетных двигателей // Вестник машиностроения. 2011. № 11. С. 6—11.

10. **Мосолов С. В., Бирюков В. И.** Гидродинамические способы обеспечения устойчивости рабочего процесса в камерах сгорания жидкостных ракетных двигателей // Вестник машиностроения. 2011. № 12. С. 12—17.

11. **Liquid** Rocket Engine Combustion Stabilization Devices: Nasa Space Vehicle Design Criteria. USA. 1974. 8113.

12. **Yang V., Anderson W.** Liquid Rocket Engine Combustion Instability, Progress in Astronautics and Aeronautics. Washington: AIAA, 1995. Vol. 169.

13. **Бирюков В. И., Белая А. Ю.** Обеспечение устойчивости рабочего процесса в камере сгорания жидкостных ракетных двигателей // Вестник МАИ. 2011. Т. 18. № 3. С. 110—115.

14. **Mosolov S. V., Biryukov V. I.** Maintenance of Operational Stability in Liquid-Propellant Rocket Engines by Adjusting the Acoustic Properties of the Combustion Chambers // Russian Engineering Research. 2013. Vol. 33. N. 6. P. 313—318.

15. **Пат. 2523921 Рос. Федерации:** Генератор импульсов давления в акустических полостях камер сгорания и генераторов жидкостных ракетных двигателей.

а) *б*) *в*)

Рис. 2. Датчики различных типов:
а — расходомеры; *б* — указатель уровня; *в* — тензометрический датчик

емкой операцией. Поэтому появилась необходимость в создании устройства с автоматическим измерением с высокой точностью и технологичного в изготовлении.

При создании нового устройства необходимо было решить следующие задачи:

автоматизация измерений;

обеспечение точности ±0,2 % от предполагаемого приращения объема корпуса;

возможность измерения необходимых объемов;

работа при изменении давления с 20 МПа до 0;

работа с турбулентными потоками жидкости;

относительная простота изготовления и поверки оборудования.

В результате анализа методов измерения приращения объема установлена возможность его измерения с помощью нижеперечисленного оборудования (рис. 2, *а—в*).

Расходомеры различных типов [1]

Рассмотрение оборудования такого типа (см. рис. 2, *а*) выявило неустранимый недостаток данного метода измерения — необходимость устоявшегося потока жидкости. В условиях, когда происходит изменение потока жидкости за несколько секунд от 0 до 100 л/мин и далее опять до 0 (причем изменение скорости и объема потока жидкости неодинаковы в различных изделиях), а также струя воды движется с большой скоростью, турбулентно и насыщена кислородом, расходомеры будут выдавать заведомо недостоверный результат.

Указатели уровня различных типов [2]

У метода измерения с помощью такого оборудования (см. рис. 2, *б*) есть устранимые недостатки — необходимость точного изготовления емкости для воды и трудоемкость поверки сосуда. Кроме того, на показания будут значительно влиять колебания уровня воды, что скажется на точности измерений.

Тензометрический датчик [3]

Метод измерений тензометрическими датчиками (см. рис. 2, *в*) лишен недостатков предыдущих методов, позволяет легко автоматизировать измерения, нетребователен к качеству, форме, размерам измерительной емкости, позволяет измерять любые объемы, а также обеспечивает требуемую точность. Российские компании выпускают тензометрические датчики с точностью ±0,06 %, которая более чем достаточна для испытаний. Дополнительным преимуществом является возможность производства всего комплекта оборудования для испытаний (кроме датчика) силами предприятия, причем изготовление оборудования не требует специализированных станков и материалов. Но есть и недостатки, главный из которых состоит в том, что погрешность датчика рассчитывается от наибольшего предела измерения. К примеру, если с помощью датчика с пределом измерения в 10 кН с погрешностью ±0,06 % измерить вес 10 литров воды, то погрешность измерений будет исчисляться уже процентами, а не сотыми долями процента. Следовательно, при использовании данного метода для изделий с значительно отличающимися объемами необходимо изготовлять разные мерники.

Из вышеизложенных методов для нового мерника был выбран тензометрический метод, как наиболее отвечающий предъявленным требованиям.

Принцип работы мерника заключается в следующем (рис. 3).

Изделие *1* при проведении испытания нагружают внутренним избыточным давлением жидкости, под действием которого изменяются геометрические параметры изделия и увеличивается его внутренний объем. Во время испытаний с помощью измерительной системы *2* фиксируется внутреннее давление. При сбросе давления вода из изделия попадает в измерительную емкость *3*, которая подвешена на тензометрическом датчике электронного динамометра *4*. Вес вытесненной жидкости измеряется тензометрическим датчиком и записывается измерительной системой. Погрешность электронного динамометра при измерении веса вытесненной воды составляет ±0,06 %, что обеспечивает требования документации по пог-

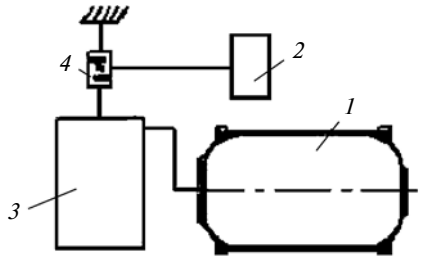


Рис. 3. Схема установки мерника

решности измерения приращения внутреннего объема изделия ±0,2 %. В конце испытаний получают график зависимости объема от давления.

В мерник входят следующие пять основных элементов (рис. 4):

емкость *1* (деталь бака), которая служит для накопления жидкости, вытесненной из изделия. К емкости приварены направляющие для роликов в целях предупреждения кручения бака под действием неравномерного потока жидкости. В бак предварительно заливают несколько литров воды для уменьшения ее колебаний. Для определения уровня предварительно залитой воды бак оснащен указателем уровня;

рама *2*, необходимая для подвешивания бака с датчиком и выполненная из трех стоек, скрепленных между собой болтами. Для компенсации неровностей пола рама оснащена регулируемыми по высоте ножками. В верхней части конструкции расположен подвес для бака. Для устранения раскачивания емкости *1* при колебаниях воды она оснащена направляющими роликами;

демпфер *3*, уменьшающий колебания бака. Демпфер состоит из металлического корпуса, резиновой втулки, проушин для подвески бака и болта для крепления к раме. Благодаря подшипнику шарнира бак самовыравнивается при колебаниях воды. Резиновая втулка разделяет бак и раму и уменьшает колебания емкости *1*;

гаситель *4*, состоящий из двух емкостей с отверстиями и подводящего трубопровода. Гаситель закрепляется на раме и уменьшает колебания жидкости, поступающей из изделия;

динамометр *5*, необходимый для измерения, записи и индикации веса. Динамометр состоит из силоизмерительного тензометрического датчика с силовыводящими элементами, вторичного измерительного преобразователя с цифровым отсчетным устройством и соединительного кабеля. Принцип действия динамометра

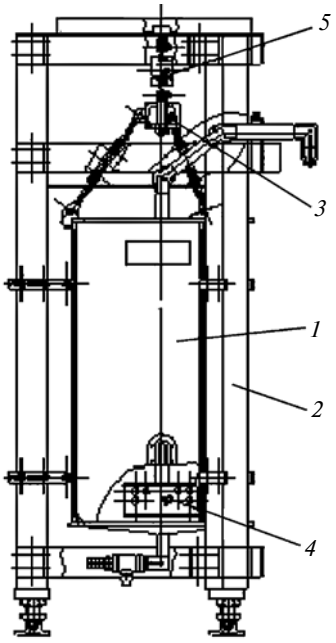


Рис. 4. Элементы мерника

состоит в том, что под действием приложенной нагрузки происходит деформирование упругого элемента, на котором нанесен тензорезисторный мост, вызывающее разбалансирование тензорезисторного моста. Электрический сигнал о разбалансировке моста поступает во вторичный измерительный преобразователь для аналого-цифрового преобразования, обработки и индикации результатов измерений. Динамометр соединен с компьютером, на который в реальном времени передаются показания, отображающие в виде графика изменения в текущем времени веса жидкости, вытесненной из изделия.

Параметры мерника

Измеряемый объем, л . .	От 0 до 500
Рабочая жидкость	Дистиллированная вода
Время измерения, с . . .	0,1
Пределы допускаемой погрешности датчика . .	±0,06 % от 10 кН
Класс точности по ISO 376	00

В результате проектирования были приняты решения, исключающие недостатки прототипа, а именно:

автоматизация процесса измерений путем использования связки "датчик — электронный динамометр", данные с которого напрямую передаются на компьютер, полностью исключает участие в измерениях человека после включения и настройки приборов;

обеспечена точность ±0,2 % от предполагаемого приращения корпуса, которая достигнута с помощью высокоточного тензометрического датчика;

обеспечена возможность измерения необходимых объемов, которые можно увеличивать и уменьшать, ставя разные по наибольшему пределу измерения датчики;

выполнена работа при изменении давления с 20 МПа до 0;

обеспечена работа с турбулентными потоками жидкости, с помощью специальных приспособлений, уменьшающих колебания воды в баке;

обеспечена простота изготовления и поверки оборудования. Изготовление всего комплекта оборудования для испытаний (кроме датчика) возможно силами предприятия, причем производство оборудования не требует специализированных станков и материалов.

Таким образом, с помощью принятых мер решена задача по обеспечению автоматического и точного измерения приращения свободного объема изделия. Изложенный выше метод измерения приращения свободного объема изделий из композитов был внедрен на предприятии и прошел успешные испытания на реальных изделиях.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Половинкин А. И.** Основы инженерного творчества. М.: Машиностроение, 1988. 368 с.

2. **Балалаев В. А., Слаев В. А., Синяков А. И.** Потенциальная точность измерений. СПб.: Профессионал, 2005. 104 с.

3. **Хамханова Д. Н.** Общая теория измерений. Улан-Удэ: Изд-во ВСГТУ, 2006. 168 с.

УДК [629.3.027 + 629.3.032].001

С. Б. МАНФАНОВСКИЙ, А. А. ЕНАЕВ, д-р техн. наук (Псковский ГУ), e-mail: manf.pskgu@gmail.com

Дорожные исследования плавности хода автомобильного прицепа ЛАВ-81011 с внутренним подрессориванием колес[1]

Приведены результаты дорожных исследований плавности хода автомобильного прицепа ЛАВ-81011, оснащенного колесами с внутренним подрессориванием. Определена эффективность использования колес с внутренним подрессориванием.

Ключевые слова: колесный движитель, плавность хода, внутреннее подрессоривание, дорожные исследования.

The results of road research on the smooth running of the "ЛАВ-81011" automobile trailer, equipped with wheels with internal suspension are presented. The effectiveness of using wheels with internal suspension is determined.

Keywords: wheel propulsion, run smoothness, internal suspension, road research.

Основная задача исследований при дорожных испытаниях автомобильного прицепа ЛАВ-81011, оснащенного колесами с внутренним подрессориванием, состояла в том, чтобы получить физическое представление колебаний массы, опирающейся на колесо при наезде на одиночную неровность дороги. Постановка таких исследований на автомобильном прицепе продиктована, прежде всего, возможностью создавать и наблюдать исследуемый процесс на реальном участке дороги и с постоянной по форме и размерам одиночной неровностью.

Для разрешения поставленной задачи программа испытаний предусматривала следующие варианты снаряжения прицепа:

1) прицеп со стандартной подвеской и традиционными колесами;

2) прицеп со стандартной подвеской и колесами с внутренним подрессориванием (КВП) [1];

3) прицеп, оснащенный КВП взамен подвески.

Объем экспериментальных исследований формировался в соответствии с проведенными лабораторными испытаниями [2], при этом для выяснения влияний различных параметров на наблюдаемые в испытаниях колебания приняты такие же, как и при проведении лабораторных испытаний, основные эксплуатационные состояния колес и вертикальная нагрузка, действующая на колесо.

Число использованных в опытах различных режимов движения планировалось с таким расчетом, чтобы обнаруживаемые закономерности отражались графически не менее чем пятью экспериментальными точками.

Методика испытаний предусматривала подбор и установление скоростей равномерного прямолинейного движения транспортного средства при проезде единичной неровности по спидометру автомобиля-тягача, а контроль его показаний — по спутниковой навигационной системе. Испытательный участок дороги выбирали исходя из требования высокой ровности поверхности и возможно большей однородности сцепных свойств [3]. При испытаниях непрерывно фиксировалось вертикальное ускорение подрессоренной массы над осью колес с помощью датчика ускорений AS-2GA и системы сбора данных PCD-300B с программным обеспечением DCS-100A (KYOWA, Япония).

При испытаниях скорость $v_а$ буксировки прицепа выбирали из условий поддержания равномерного движения. Это удавалось при устойчивой скорости автомобиля-тягача не менее 5 км/ч.

С учетом возможного значительного разброса результатов экспериментальных исследований формировали методику испытаний и обработки результатов. Для достижения поставленных целей каждый опыт повторяли не менее 3 раз при доступном соблюдении одинаковых условий наезда на препятствие. Последующая обработка заключалась в осреднении результатов и представлении зависимостей реакции системы при переезде неровности от изменения параметров ее режимов по средним результатам. На рис. 1 приведена вибро-

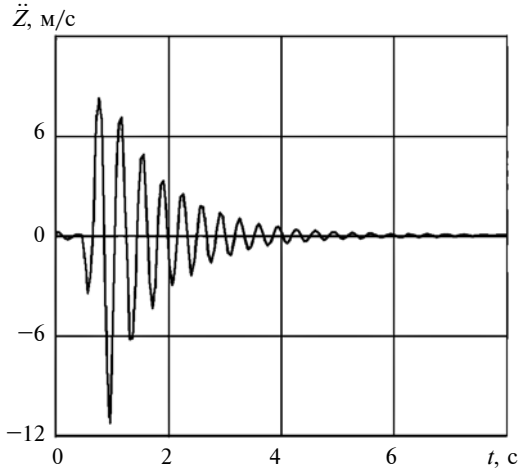


Рис. 1. Кривая свободных затухающих колебаний подрессоренной массы прицепа ЛАВ-81011, оснащенного КВП взамен подвески, при давлении воздуха в шине $p_в$ = 0,2 МПа при наезде на неровность высотой 50 мм со скоростью $v_а$ = 5 км/ч

[1] Научно-исследовательская работа выполняется в рамках Государственного задания № 01201460298 "Разработка основ теории колесных движителей с внутренним подрессориванием".

Таблица 1

Результаты обработки кривых свободных затухающих колебаний подрессоренной массы прицепа ЛАВ-81011 с давлением воздуха в шине $p_в$ = 0,2 МПа при проезде одиночной неровности

Снаряженное состояние прицепа	Скорость движения $v_а$, км/ч	Максимальное вертикальное ускорение $\ddot{Z}_{max}$, м/с^2			Среднее квадратическое максимальное ускорение $\sigma_{\ddot{Z}_{max}}$, м/с^2	Среднее квадратическое отклонение σ, м/с^2
		Опыт				
		1	2	3		
Стандартная подвеска и традиционные дисковые колеса	5	6,40	9,12	7,34	7,70	1,13
	10	5,83	5,41	5,06	5,44	0,31
	20	3,28	3,29	3,41	3,33	0,06
	30	3,61	3,39	2,89	3,31	0,30
	40	2,35	2,4	2,11	2,29	0,13
Стандартная подвеска и КВП	5	6,48	5,73	5,52	5,92	0,41
	10	4,81	3,33	4,26	4,18	0,61
	20	2,75	3,19	2,71	2,89	0,22
	30	2,69	1,48	2,85	2,42	0,61
	40	1,74	1,76	1,68	1,73	0,03
КВП взамен стандартной подвески	5	7,64	7,64	7,31	7,53	0,16
	10	6,06	4,42	5,51	5,37	0,68
	20	5,52	4,95	5,14	5,21	0,24
	30	4,17	5,14	2,8	4,15	0,96
	40	4,41	3,33	4,63	4,16	0,57

грамма, полученная при наезде автомобильного прицепа ЛАВ-81011, оснащенного КВП в сборе с пневматической шиной Кама-205 175/70 R13 при давлении воздуха в шине $p_в$ = 0,2 МПа взамен подвески, на неровность высотой 50 мм со скоростью $v_а$ = 5 км/ч, а в табл. 1 приведены результаты обработки кривых свободных затухающих колебаний подрессоренной массы прицепа ЛАВ-81011 в различных эксплуатационных состояниях при проезде одиночной неровности.

На рис. 2—4 показаны результаты обработки опытов при испытаниях автомобильного прицепа на обособленной неровности. На графиках отчетливо видно, что при совместном использовании стандартной подвески и КВП средние квадратические значения (СКЗ) максимальных ускорений колебаний подрессоренной массы экспериментального прицепа на 17÷32 % ниже ускорений, возникающих при аналогичном движении на стандартном дисковом автомобильном колесе.

Экспериментальные исследования показали, что для сохранения значений вертикальных ускорений подрессоренной массы автомобильного прицепа, оснащенного КВП взамен подвески, на уровне ускорений, полученных со стандартной подвеской и традиционными дисковыми колесами с давлением воздуха в шине $p_в$ = 0,2 МПа, следует снизить внутреннее давление воздуха в шине КВП до $p_в$ = 0,15÷0,175 МПа (рис. 5). Среднее квадратическое значение вертикальных ускорений подрессоренной массы автомобильного прицепа, оснащенного КВП взамен подвески, на всем диапазоне скоростей при внутреннем давлении воздуха в шине $p_в$ = 0,175 МПа не превышает более чем на 4 %, а при $p_в$ = 0,15 МПа — ниже на 7 % ускорений подрессоренной массы прицепа со стандартной подвеской и традиционными дисковыми колесами при $p_в$ = 0,2 МПа.

Согласно работе [4] экспериментальные исследования плавности хода автомобильных прицепов предполагается проводить на дорогах трех категорий — I, II и III с СКЗ высоты неровностей 6, 11 и 29 мм соответственно. Поскольку экспериментальные исследования плавности хода автомобиль-

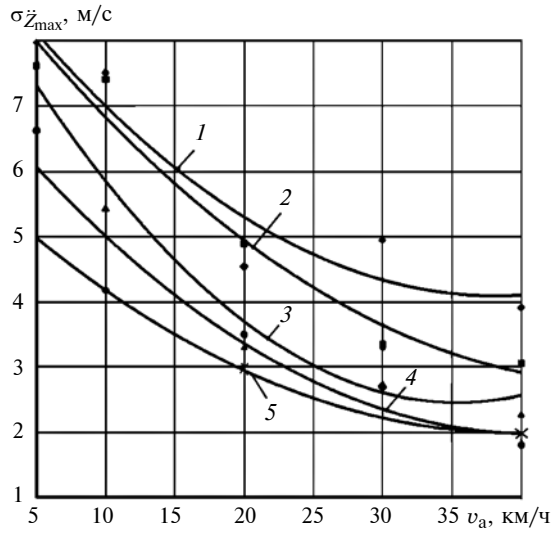


Рис. 2. Зависимости СКЗ максимальных вертикальных ускорений подрессоренной массы прицепа ЛАВ-81011, оснащенного стандартной подвеской и традиционными дисковыми колесами с пневматической шиной Кама-205 175/70 R13, от скорости $v_а$ проезда неровности при $p_в$ = 0,25 (*1*); 0,225 (*2*); 0,2 (*3*); 0,175 (*4*); 0,15 МПа (*5*)

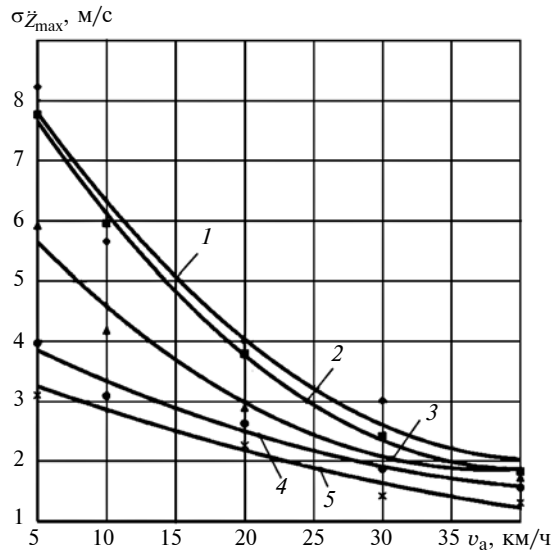


Рис. 3. Зависимости СКЗ максимальных вертикальных ускорений подрессоренной массы прицепа ЛАВ-81011, оснащенного стандартной подвеской и КВП с пневматической шиной Кама-205 175/70 R13, от скорости $v_а$ проезда неровности при $p_в$ = 0,25 (*1*); 0,225 (*2*); 0,2 (*3*); 0,175 (*4*); 0,15 МПа (*5*)

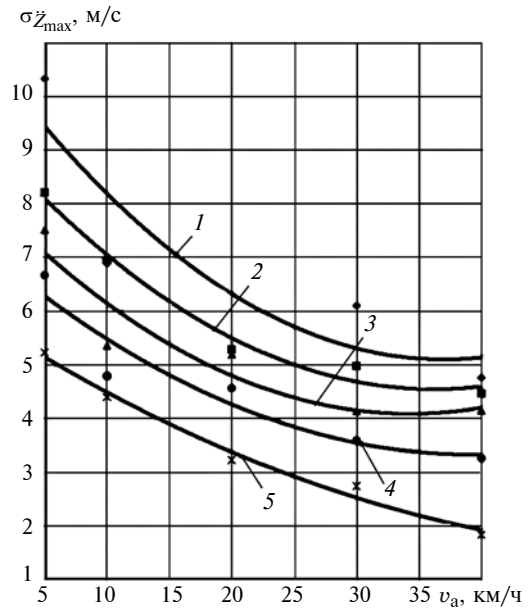


Рис. 4. Зависимости СКЗ максимальных вертикальных ускорений подрессоренной массы прицепа ЛАВ-81011, оснащенного КВП взамен подвески с пневматической шиной Кама-205 175/70 R13, от скорости $v_а$ проезда неровности при $p_в$ = 0,25 (*1*); 0,225 (*2*); 0,2 (*3*); 0,175 (*4*); 0,15 МПа (*5*)

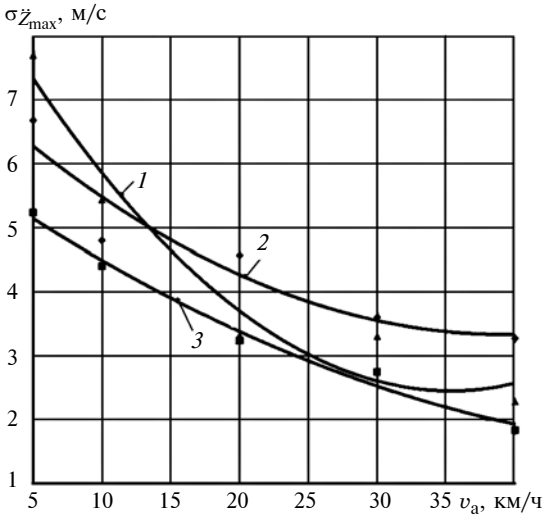


Рис. 5. Зависимости СКЗ максимальных вертикальных ускорений подрессоренной массы прицепа ЛАВ-81011 от скорости $v_а$ проезда неровности, который оснащен:

1 и *3* — КВП взамен подвески соответственно при $p_в$ = 0,175 и 0,15 МПа; *2* — стандартной подвеской и традиционными колесами при $p_в$ = 0,2 МПа

ного прицепа ЛАВ-81011 проводились при наезде на импульсную неровность высотой 50 мм, целесообразно ввести относительную величину, определяемую как отношение СКЗ максимального ускорения $\sigma_{\ddot{Z}_{max}}$ подрессоренной массы прицепа к высоте q проезжаемой неровности. Результаты таких вычислений приведены в табл. 2.

Из полученных зависимостей (рис. 6) видно, что при использовании КВП взамен подвески величина $\sigma_{\ddot{Z}_{max}}/q$ не превышает допустимого значения $\sigma_{\ddot{Z}_{max}}/q$ = 155,17 с$^{-2}$ для дорог категории III при $p_в$ = 0,15÷0,225 МПа.

Объяснить эти результаты опытных исследований можно, основываясь прежде всего, на показателях, полученных при статических и динамических стендовых испытаниях колесных движителей [2]. При повышении внутреннего давления воздуха в шине ее нормальная жесткость повышается, а коэффициент демпфирования понижается. Поэтому увеличивается частота колебаний системы в режиме короткого импульсного воздействия неровности.

Данное увеличение частоты колебаний сравнительно слабо сказывается на процессе вертикальных перемещений подрессоренной массы на шине, но существенно влияет на амплитуду ее ускорения. Таким образом, дорожные испытания подтвердили результаты наблюдений, полученные при стендовых испытаниях колесных движителей. Из этого следует, что в расчетах колебаний транспортного средства, оснащенного КВП, надо учитывать нормальную жесткость и коэффициент демпфирования колесного движителя в особенности, когда конечной целью расчета является оценка возможных ускорений неподрессоренных масс транспортного средства.

Подводя итоги дорожных исследований плавности хода автомобильного прицепа, можно сделать следующие выводы:

при совместном использовании стандартной подвески и КВП средние квадратические значения

Таблица 2

Результаты вычислений относительной величины $\sigma_{\ddot{Z}_{max}}/q$ при проезде одиночной неровности высотой 50 мм прицепом ЛАВ-81011 с давлением воздуха в шине $p_в$ = 0,2 МПа

Снаряженное состояние прицепа	Скорость движения $v_а$, км/ч	Среднее квадратическое максимальное ускорение $\sigma_{\ddot{Z}_{max}}$, м/с^2	$\sigma_{\ddot{Z}_{max}}/q$, с$^{-2}$
Стандартная подвеска и традиционные дисковые колеса	5	7,70	154,06
	10	5,44	108,85
	20	3,33	66,54
	30	3,31	66,21
	40	2,29	45,80
Стандартная подвеска и КВП	5	5,92	118,49
	10	4,18	83,56
	20	2,89	57,83
	30	2,42	48,37
	40	1,73	34,54
КВП взамен стандартной подвески	5	7,53	150,63
	10	5,37	107,47
	20	5,21	104,17
	30	4,15	82,98
	40	4,16	83,25

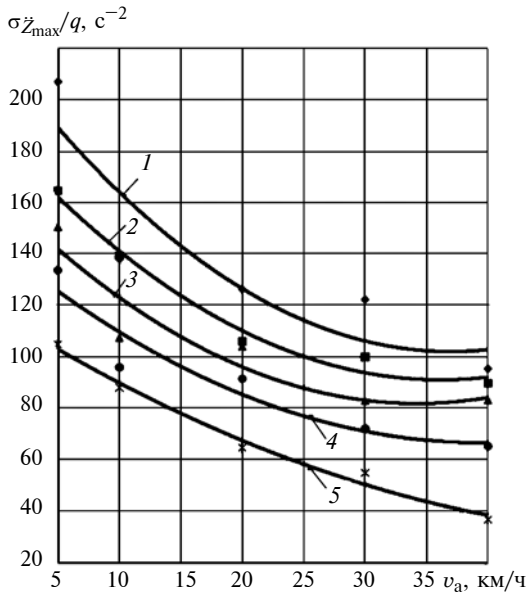


Рис. 6. Зависимости $\sigma_{\ddot{Z}_{max}}/q$ автомобильного прицепа ЛАВ-81011, оснащенного КВП взамен подвески с пневматической шиной Кама-205 175/70 R13, от скорости $v_а$ проезда неровности при $p_в$ = 0,25 (*1*); 0,225 (*2*); 0,2 (*3*); 0,175 (*4*); 0,15 МПа (*5*)

максимальных вертикальных ускорений колебаний подрессоренной массы прицепа при проезде одиночной неровности высотой 50 мм на 17÷32 % ниже ускорений, возникающих при аналогичном движении на стандартном дисковом автомобильном колесе;

оснащение автомобильного прицепа КВП взамен подвески позволяет сохранить СКЗ максимальных вертикальных ускорений на уровне использования стандартной подвески и традиционных дисковых колес при условии понижения давления воздуха в шине с $p_в$ = 0,2 МПа до $p_в$ = 0,15÷0,175 МПа.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Пат. 2524269 Рос. Федерация:** МПК B60B9/26. Колесо с внутренним подрессориванием.

2. **Манфановский С. Б., Енаев А. А.** Колесный движитель с внутренним подрессориванием и его характеристики // Вестник машиностроения. 2015. № 10. С. 8—11.

3. **ОСТ 37.001.275—84** Автотранспортные средства. Методы испытаний на плавность хода.

4. **ОСТ 37.001.291—84** Автотранспортные средства. Технические нормы плавности хода.

УДК 62-233.3/.9

Н. В. МЕВША, А. В. ПУНТУС, кандидаты технических наук (Кубанский ГТУ, г. Краснодар),
e-mail: ruskoval@yandex.ru

Определение минимальных размеров кулачковых механизмов аналитическим методом

Проанализированы изменения угла давления в зависимости от угла поворота кулачка. Обобщены методы аналитического определения минимальных размеров кулачковых механизмов с поступательным и коромысловым толкателями.

Ключевые слова: кулачковый механизм, угол давления, кулачок, толкатель.

The changes in the pressure angle are analyzed depending on the cam rotation angle. The methods of analytical determination of the minimum sizes of cam mechanisms with a forward and rocker pushers are generalized.

Keywords: cam mechanism, pressure angle, cam, pusher.

Синтез различных механизмов предусматривает определение их рациональных геометрических параметров. Не являются исключением и кулачковые механизмы [1—7]. Предлагаемая авторами методика [1] аналитического определения минимальных размеров кулачкового механизма, по нашему мнению, является достаточно трудоемкой с точки зрения вычислений и применения на практике. Зависимости, раскрывающие связь максимального угла давления с основными параметрами плоского кулачкового механизма [5], не приведены к виду, удобному для практического использования, а готовые зависимости [6, 7] представлены без вывода и не указана область их применимости.

Для синтеза кулачкового механизма с поступательно движущимся толкателем необходимы следующие данные: [θ] — допускаемый угол давления; S_{max} — максимальное перемещение толкателя; $S(\varphi)$ — закон движения толкателя; $\varphi_у$, $\varphi_д$, $\varphi_п$ — фазовые углы удаления, дальнего выстоя и приближения толкателя соответственно. Если имеет место силовое замыкание, значение эксцентриситета e толкателя может быть задано, в частном случае $e = 0$. Если имеет место кинематическое замыкание, значение e находят вместе с искомым параметром r_0 — минимальным радиусом-вектором теоретического профиля кулачка.

Рассмотрим схему кулачкового механизма (рис. 1) с поступательно движущимся остроконечным толкателем.

На схеме обозначены: r_0 — минимальный радиус-вектор теоретического профиля кулачка; e — эксцентриситет или внеосность толкателя; S_0 —

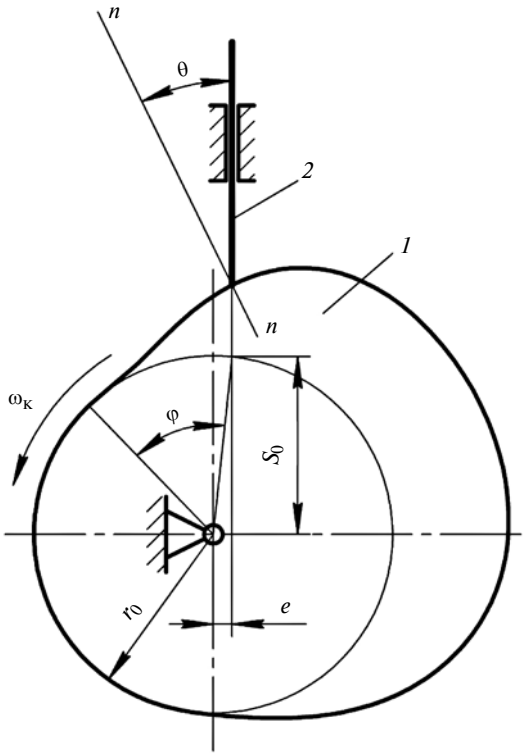


Рис. 1. Схема кулачкового механизма с остроконечным толкателем:
1 — кулачок; *2* — толкатель

расстояние от оси, перпендикулярной линии перемещения толкателя и проходящей через центр вращения кулачка, до точки пересечения окружности радиусом r_0 с линией перемещения толкателя.

Исходя из рис. 1, получаем зависимость:

$$r_0 = \sqrt{S_0^2 + e^2}. \qquad (1)$$

При заданном законе перемещения толкателя минимальный радиус-вектор r_0 теоретического профиля кулачка можно вычислить [8] по формуле

$$r_0 = \sqrt{\left(\frac{S'(\varphi) - e}{\mathrm{tg}[\theta]} - S(\varphi)\right)^2 + e^2}, \qquad (2)$$

где $S(\varphi)$ — закон перемещения толкателя, зависящий от угла φ поворота кулачка (закон движения задается, как правило, на фазах удаления и приближения); $S'(\varphi)$ — аналог скорости толкателя; $[\theta]$ — допускаемый угол давления.

Из формул (1) и (2) получаем:

$$S_0 = \frac{S'(\varphi) - e}{\mathrm{tg}[\theta]} - S(\varphi). \qquad (3)$$

В случае центрального кулачкового механизма при $e = 0$ из уравнений (1), (2) и (3) имеем [8]:

$$r_0 = S_0 = \frac{S'(\varphi)}{\mathrm{tg}[\theta]} - S(\varphi). \qquad (4)$$

Для решения уравнения (4) необходимо знать аргумент φ, т. е. угол поворота кулачка, при котором угол давления θ будет максимальным. Для приближенных расчетов в работе [9] принимали $\varphi = \varphi_y/2$, где φ_y — угол удаления. Такое упрощение дает заниженное значение радиуса r_0. Например, для законов движения с синусоидальным и косинусоидальным изменением аналога ускорений формулы для определения заниженного значения r_0 имеют соответственно вид:

$$r_0 = S_{\max}\left(\frac{2}{\varphi_y \mathrm{tg}[\theta]} - \frac{1}{2}\right);$$

$$r_0 = S_{\max}\left(\frac{0{,}5\pi}{\varphi_y \mathrm{tg}[\theta]} - \frac{1}{2}\right),$$

где $S_{\max}$ — максимальное перемещение толкателя.

Для нахождения аргумента φ продифференцируем выражение (4) и приравняем результат к нулю [8]:

$$\frac{\partial r_0}{\partial \varphi} = \frac{S''(\varphi)}{\mathrm{tg}[\theta]} - S'(\varphi) = 0, \qquad (5)$$

где $S''(\varphi)$ — аналог ускорения толкателя.

Например, для законов движения с синусоидальным и косинусоидальным изменением аналога ускорений из выражения (5) получаем соответственно следующие зависимости для нахождения угла φ:

$$\varphi = \frac{\varphi_y}{\pi} \mathrm{arctg}\left(\frac{2\pi}{\varphi_y \mathrm{tg}[\theta]}\right); \qquad (6)$$

$$\varphi = \frac{\varphi_y}{\pi} \mathrm{arctg}\left(\frac{\pi}{\varphi_y \mathrm{tg}[\theta]}\right).$$

Подобные выражения представлены и в работе [5].

После определения аргумента φ подставляем его значение в выражение (4) и получаем точное значение радиуса r_0 для центрального кулачкового механизма.

Применим эту же методику для кулачковых механизмов, у которых $e \neq 0$. Найдем производную от формулы (2):

$$\frac{\partial r_0}{\partial \varphi} = \frac{1}{2\sqrt{\left(\frac{S'(\varphi) - e}{\mathrm{tg}[\theta]} - S(\varphi)\right)^2 + e^2}} \times$$

$$\times\, 2\left(\frac{S'(\varphi) - e}{\mathrm{tg}[\theta]} - S(\varphi)\right)\left(\frac{S''(\varphi)}{\mathrm{tg}[\theta]} - S'(\varphi)\right) = 0. \qquad (7)$$

Выражение (7) с учетом формул (2) и (3) можно записать в виде:

$$\frac{\partial r_0}{\partial \varphi} = \frac{1}{r_0} S_0\left(\frac{S''(\varphi)}{\mathrm{tg}[\theta]} - S'(\varphi)\right) = 0. \qquad (8)$$

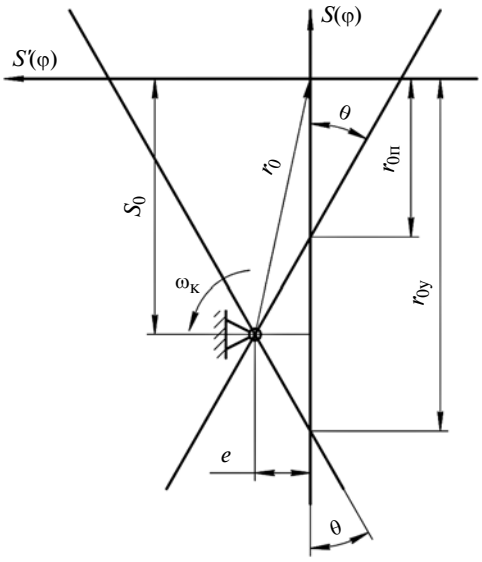


Рис. 2. Фрагмент графических построений для нахождения величин r_0 и e

Проанализируем уравнение (8). Так как величины r_0 и S_0 по определению не равны нулю, то нулю должен быть равен последний сомножитель, который полностью совпадает с выражением (5) для определения угла в случае центрального кулачкового механизма. Таким образом, определение аргумента φ не зависит от величины e. Однако для нахождения радиуса r_0 необходимо задаться величиной e и использовать зависимость (2).

Если имеет место кинематическое замыкание и углы $\varphi_у$ удаления и $\varphi_п$ приближения не равны между собой, то определяем значение e. На рис. 2 приведен фрагмент графических построений ($\varphi_у < \varphi_п$) для нахождения величин r_0 и e, на основании которых выведем аналитические зависимости.

Сначала определим радиусы кулачков $r_{0у}$ и $r_{0п}$ при $e = 0$, используя, например, зависимости (4) и (6) для закона движения с синусоидальным изменением аналога ускорения:

$$\varphi_{ку} = \frac{\varphi_у}{\pi}\,\mathrm{arctg}\left(\frac{2\pi}{\varphi_у \mathrm{tg}[\theta]}\right); \qquad (9)$$

$$r_{0у} = \frac{S'(\varphi_{ку})}{\mathrm{tg}[\theta]} - S(\varphi_{ку}); \qquad (10)$$

$$\varphi_{кп} = \frac{\varphi_п}{\pi}\,\mathrm{arctg}\left(\frac{2\pi}{\varphi_п \mathrm{tg}[\theta]}\right);$$

$$r_{0п} = \frac{S'(\varphi_{кп})}{\mathrm{tg}[\theta]} - S(\varphi_{кп}).$$

Эксцентриситет толкателя определяем по зависимости

$$e = \frac{r_{0у} - r_{0п}}{2}\,\mathrm{tg}[\theta]. \qquad (11)$$

Подобная зависимость представлена в работах [2, 6, 7].

Величину S_0 можно определить как по формуле (3), так и по выражению

$$S_0 = \frac{r_{0у} + r_{0п}}{2}, \qquad (12)$$

а величину r_0 — по формуле (1).

При силовом замыкании и нереверсивном движении кулачка оптимальные размеры r_0 и e определяют с использованием формул (9), (10), (11), полагая $r_{0п}$ равным 0 и значениям, полученным по формулам (12) и (1).

Для кулачкового механизма с вращающимся (коромысловым) толкателем (рис. 3) угол θ давления может быть определен из зависимости [10]:

$$\mathrm{tg}\theta = \frac{\frac{l}{a}(\pm\varphi_3'(\varphi_1) - 1) + \cos(\psi_0 + \varphi_3(\varphi_1))}{\sin(\psi_0 + \varphi_3(\varphi_1))}, \qquad (13)$$

где l — длина коромысла; a — межосевое расстояние; ψ_0 — угол начального положения коромысла; $\varphi_3(\varphi_1)$ — закон перемещения толкателя, зависящий от угла φ_1 поворота кулачка; $\varphi_3'(\varphi_1)$ — аналог скорости толкателя.

Знак аналога скорости толкателя определяет в одном или в разных направлениях вращаются кулачок и толкатель, что отсутствует в работе [5].

Проанализируем уравнение (13) с точки зрения изменения угла θ давления в зависимости от знака аналога скорости и закона движения толкателя. Исследуем законы с синусоидальным, косинусоидальным и линейно изменяющимся аналогами ускорений. Зададимся в качестве примера величинами l, a, ψ_0, максимальным углом ψ_{max} качания коромысла и фазовым углом $\varphi_у$ удаления. Как видно из графиков, приведенных на рис. 4, при одинаковом направлении вращения кулачка и толкателя

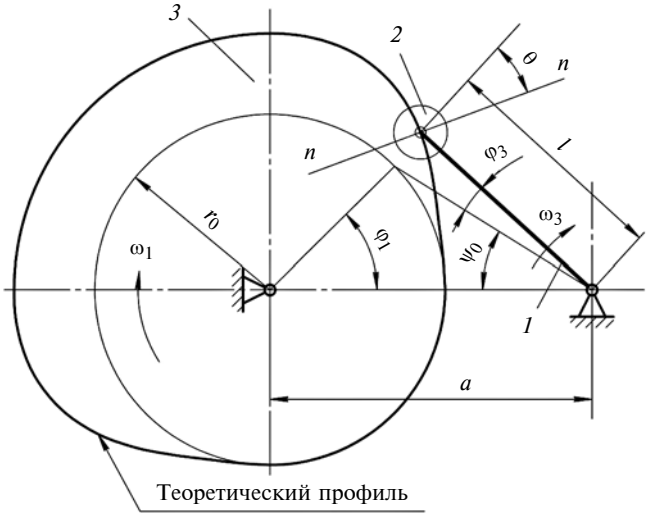


Рис. 3. Схема кулачкового механизма с коромысловым толкателем:

1 — толкатель; *2* — ролик; *3* — кулачок

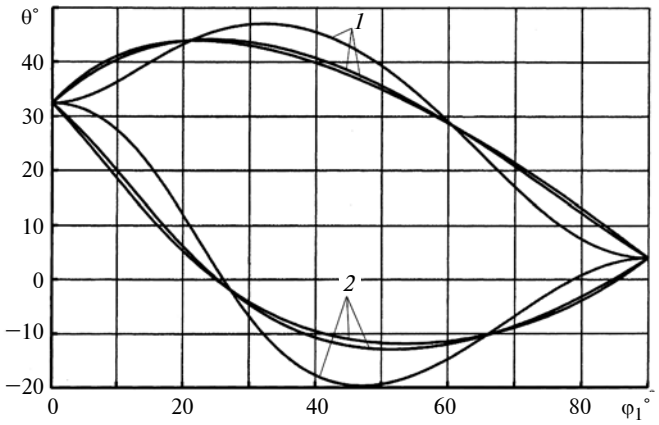


Рис. 4. Зависимости угла θ давления от угла φ_1 поворота кулачка при вращении кулачка и толкателя в одном направлении (кривые *1*) и в разных направлениях (кривые *2*) при *l* = 65 мм, *a* = 90 мм, ψ_0 = 20°, ψ_{max} = 20°, φ_y = 90°

(кривые *1*) угол давления сначала увеличивается, а затем уменьшается. Такая картина будет наблюдаться на фазе удаления как при силовом, так и при кинематическом замыкании, а также при вращении кулачка и толкателя в одном направлении на фазе приближения при кинематическом замыкании.

При разных направлениях вращения кулачка и толкателя (см. рис. 4, кривые *2*) угол θ давления уменьшается, становится отрицательным, но по абсолютной величине не превышает угла в начале фазы удаления и, соответственно, на фазе ближнего выстоя.

Выражение (13) можно записать в ином виде [5]:

$$\frac{l}{a}(\pm\varphi_3'(\varphi_1) - 1)\cos\theta + \cos(\psi_0 + \varphi_3(\varphi_1) + \theta) = 0. \quad (14)$$

Из формулы (14) можно найти угол ψ_0, принимая за угол θ давления его допускаемое значение [θ]:

$$\psi_0 = \arccos\left(-\frac{l}{a}(\pm\varphi_3'(\varphi_1) - 1)\cos[\theta]\right) - \\ - \varphi_3(\varphi_1) - [\theta]. \quad (15)$$

Исследуя уравнение (15) на максимум, находим значение ψ_0. Значение минимального радиуса-вектора теоретического профиля кулачка определяется выражением

$$r_0 = \sqrt{a^2 + l^2 - 2al\cos\psi_0}. \quad (16)$$

Величину *a* также можно выразить из уравнения (14):

$$a = -\frac{l(\pm\varphi_3'(\varphi_1) - 1)\cos[\theta]}{\cos([\theta] + \psi_0 + \varphi_3(\varphi_1))}. \quad (17)$$

Уравнение (17) исследуем на минимум, задаваясь значением ψ_0. Значение минимального радиуса-вектора r_0 теоретического профиля кулачка рассчитываем по формуле (16).

У кулачковых механизмов с силовым замыканием и разными направлениями вращения кулачка и толкателя на фазе удаления угол давления максимален в начале фазы удаления (см. рис. 4, кривые *2*). В этом случае радиус-вектор r_0 можно определить по зависимости [6, 7]

$$r_0 = \frac{a\cos\psi_0 - l}{\sin[\theta]},$$

а уравнения (15) и (17) упрощаются к виду:

$$\psi_0 = \arccos\left(\frac{l}{a}\cos[\theta]\right) - [\theta];$$

$$a = \frac{l\cos[\theta]}{\cos([\theta] + \psi_0)}.$$

Предлагаемые методики аналитического определения минимальных размеров кулачковых механизмов с поступательным и коромысловым толкателями не требуют больших затрат на вычисления, легко реализуются на ЭВМ и могут быть использованы как инженерными работниками, так и студентами высших учебных заведений.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Стоцький Ф. І., Тутко Т. Ф.** Визначення мінімальних розмірів кулачкового механізму аналітичним методом // Розвідка та розробка нафтових і газових родовищ. 2004. № 1 (10). http://library.nung.edu.ua/sites/default/files/articles/59p.pdf

2. **Леонов И. В.** Проектирование и анализ кулачковых механизмов с помощью ЭВМ // Известия вузов. Машиностроение. 2015. № 2 (659). С. 29—35.

3. **Леонов И. В., Барбашов Н. Н.** Проектирование и анализ кулачковых механизмов с помощью ЭВМ // Известия вузов. Машиностроение. 2014. № 2 (647). С. 25—32.

4. **Соболев А. Н., Некрасов А. Я., Арбузов М. О.** Синтез и моделирование кулачковых механизмов в CAD-системах // Вестник МГТУ "Станкин". 2014. № 1 (28). С. 102—106.

5. **Заморуев Г. Б.** О связи максимального угла давления с основными параметрами плоского кулачкового механизма // Научно-технический вестник информационных технологий, механики и оптики. 2003. № 11. С. 168—171.

6. **Головкин М. А., Венедиктов Е. О.** Аналитический метод синтеза кулачкового механизма // Современные наукоемкие технологии. 2010. № 3. С. 10.

7. **Головкин М. А., Венедиктов Е. О.** Аналитический метод синтеза кулачкового механизма // Международный журнал экспериментального образования. 2010. № 8. С. 11.

8. **Юдин В. А., Петрокас Л. В.** Теория механизмов и машин: Учеб. пособие для втузов. 2-е изд., перераб. и доп. М.: Высшая школа, 1977. 527 с.

9. **Лабораторный** практикум и курсовое проектирование по теории механизмов и машин с использованием ЭВМ: Учеб. пособие для технических вузов / А. М. Ашавский, В. Ф. Балабанов, В. С. Шейнбаум и др. Под общ. ред. А. М. Ашавского. М.: Машиностроение, 1983. 160 с.

10. **Артоболевский И. И.** Теория механизмов и машин. М.: Наука, 1975. 640 с.

УДК 620.1

Ю. П. КАТАЕВ, И. М. ЗАКИРОВ, доктора технических наук (Казанский национальный исследовательский технический университет им. А. Н. Туполева), e-mail: nurzak@mail.ru

Определение геометрических параметров полых валов из полимерных композиционных материалов для передачи мощности и крутящего момента

Предложен расчет напряжений и деформаций при кручении полых валов из полимерных композиционных материалов, передающих крутящий момент, по мощности двигателя и частоте вращения вала с учетом показателей механических свойств полимерного композиционного материала и коэффициента запаса прочности.

Ключевые слова: полимерный композиционный материал, полый вал, предел текучести, модуль упругости.

The calculation of stresses and deformations in the torsion of hollow shafts from polymer composite materials, transferring the torque, on the engine power and the shaft rotation frequency, taking into account the mechanical properties of the polymer composite material and the safety factor, is proposed.

Keywords: polymeric composite material, hollow shaft, yield point, modulus of elasticity.

В легких винтовых самолетах винтомоторная группа часто находится в хвостовой части фюзеляжа и состоит из двигателя, редуктора и толкающего винта, соединенных между собой полыми валами из полимерных композиционных материалов. При конструировании деталей самолета и, в частности деталей винтомоторной группы, одним из основных требований является минимизация веса при заданном коэффициенте запаса прочности.

В конструкциях самолетов валы нагружаются крутящими моментами. На сегодняшний день опубликованого множество работ по исследованиям напряженно деформированного состояния валов при упругом кручении [1], при упругопластическом и пластическом кручениях [2, 3], однако подбор параметров вала непосредственно по силовым факторам ранее не рассматривался.

Для сравнения весовых и прочностных показателей разных валов рассмотрим сплошной вал круглого сечения с радиусом r и полый вал с радиусами R и $r_в$, внутренний радиус $r_в$ полого вала равен радиусу r сплошного вала.

Выразим площадь F поперечного сечения полого вала через площадь f поперечного сечения сплошного вала:

$$F = kf. \tag{1}$$

Здесь k — коэффициент, определяемый отношением Q^{**}/Q^{*}, где Q^{**} — вес материала единицы длины полого вала; Q^{*} — вес материала единицы длины сплошного вала.

С учетом выражения (1) найдем наружний радиус полого вала:

$$R = \sqrt{1 + kr}. \tag{2}$$

Толщину стенки полого вала определяет выражение

$$\delta = (\sqrt{1 + k} - 1). \tag{3}$$

При приложении крутящего момента материал вала испытывает деформации:

$$\gamma = \varphi r_x, \tag{4}$$

где r_x — расстояние от рассматриваемой точки до центра поперечного сечения вала; $\varphi = \Phi/l$ — погонный угол закрутки вала (Φ — угол закрутки вала на концах; l — длина вала).

При упругом деформировании в поперечном сечении вала возникают напряжения:

$$\tau = G\varphi r_x, \tag{5}$$

здесь G — модуль упругости при сдвиге для полимерного композиционного материала.

Допустимые значения углов φ находим из выражений (2) и (4):

для сплошного вала:

$$\varphi_т^{*} = \frac{\gamma_т}{r}; \tag{6}$$

для полого вала:

$$\varphi_т^{**} = \frac{\gamma_т}{\sqrt{1 + kr}}, \tag{7}$$

где $\gamma_т$ — допустимая упругая деформация сдвига для полимерного композиционного материала.

Анализ формул (6) и (7) показал, что допустимый угол закрутки сплошного вала будет больше допустимого угла закрутки полого вала в $\sqrt{1 + k}$ раз.

Допустимый крутящий момент при упругой деформации для сплошного вала определяем по формуле

$$M^{*} = \int_0^r \int_0^{2\pi} G\varphi_т^{*} r_x^3 \, dr d\alpha.$$

Проинтегрировав, получим:

$$M^{*} = \tau_{\text{т}} \frac{\pi r^3}{2}, \qquad (6)$$

где $\tau_{\text{т}}$ — предел текучести для композиционного материала.

Для полого вала допустимый крутящий момент

$$M^{**} = \int_r^R \int_0^{2\pi} G\varphi_{\text{т}}^{**} r_x^3 \, \mathrm{d}r \mathrm{d}\alpha.$$

Тогда имеем:

$$M^{**} = \tau_{\text{т}} \frac{\pi r^3}{2m}, \text{ где } m = \frac{\sqrt{1+k}}{k(1+k)}. \qquad (7)$$

Из формулы (1) следует, что при равных весах полого и сплошного валов $k = 1$, и максимальный крутящий момент для полого вала согласно выражениям (7) в 2,13 раза больше максимального крутящего момента сплошного вала.

При проектировании полого вала необходимо учитывать потерю устойчивости стенки. Для этого следует задать относительную толщину стенки δ/r — отношение толщины стенки полого вала к внутреннему радиусу.

Выразим параметры k и m через относительную толщину стенки:

$$k = (1 + \delta/r)^2 - 1,$$

$$m = \frac{1 + \delta/r}{\delta/r(1 + \delta/r)[1 + (1 + \delta/r)^2]}. \qquad (8)$$

Внутренний радиус определим из выражения (7):

$$r = \left(\frac{M^{**} 2m}{\tau_{\text{т}} \pi} \right)^{1/3}. \qquad (9)$$

Крутящий момент, передаваемый валом от двигателя к редуктору, определяют мощность N двигателя и частота n вращения выходного вала:

$$M = \frac{N}{2\pi n}.$$

Так как коэффициент запаса прочности для вала $i > 1$, расчет необходимо выполнять при предельном крутящем моменте

$$M^{**} = \frac{Ni}{2\pi n}. \qquad (10)$$

Расчет вала от редуктора к винту выполняется аналогично. При этом крутящий момент составит:

$$M^{**} = \frac{N\eta i}{2\pi n_{\text{р}}}, \qquad (11)$$

где $\eta \approx 0{,}95$ — КПД редуктора; $n_{\text{р}}$ — частота вращения выходного вала редуктора.

При кручении полого вала касательные напряжения направлены по осевой линии и по касательной к окружности. Напряжения растяжения и сжатия, равные по величине касательным напряжениям, направлены под углом $\pi/4$ к осевой. Это создает условия для потери устойчивости стенки полого вала. Поэтому стенка должна иметь соответствующую толщину, а направления волокон тканевого наполнителя полимерного композиционного материала должны совпадать с направлениями главных растягивающих и сжимающих напряжений и деформаций.

Пример. Рассчитаем параметры полого вала из стеклопластика, передающего мощность $N = 100$ кВт при частоте вращения $n = 160$ с$^{-1}$.

Определим крутящий момент на выходном валу двигателя при коэффициенте запаса прочности $i = 5$: $M^{**} = 497{,}6$ Н · м.

Прочностные показатели стеклопластика на эпоксидной основе: $\sigma_{\text{т}} = 280$ Н · м/м^2; $\tau_{\text{т}} = 162$ Н · м/м^2; $E = 27 \cdot 10^3$ Н · м/м^2; $\varepsilon_{\text{т}} = 0{,}0104$; $\gamma_{\text{т}} = 0{,}018$. Зададим отношение $\delta/r = 0{,}25$. По формулам (8 и 7) получим: $k = 0{,}5625$; $m = 0{,}8672$. Тогда внутренний радиус вала $r = 11{,}9$ мм; толщина стенки $\delta = 2{,}98$ мм, радиус наружной окружности $R = 14{,}88$ мм. Округляя полученные значения, получим: $D = 30$ мм, $d = 24$ мм, $\delta = 3$ мм.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Арутюнян Н. Х., Абрамян Б. Л.** Кручение упругих тел. М.: ГИФМЛ, 1963. 686 с.
2. **Катаев Ю. П.** Пластическое кручение полых элементов летательных аппаратов. М.: Машиностроение, 1995. 128 с.
3. **Салина М. С., Катаев Ю. П.** Деформированное и напряженное состояние при пластическом кручении эллиптических валов // Вестник КГТУ им. А. Н. Туполева. 2014. № 1. С. 52—58.

ВНИМАНИЮ ПОДПИСЧИКОВ ЖУРНАЛА "ВЕСТНИК МАШИНОСТРОЕНИЯ"

Подписка на журнал принимается по каталогу:

"Пресса России" — индекс **27841**

УДК 621.983.3:658.512.011.56.004

В. А. ЖАРКОВ, д-р техн. наук (г. Москва), e-mail: valery-zharkov@mtu-net.ru

Испытания материалов. Двухугловая гибка без прижима заготовки

Представлены аналитические зависимости для расчета деформированно-напряженного состояния заготовки при двухугловой гибке без прижима заготовки. CAD/CAE-моделированием исследовано влияние основных параметров на гибку. Определены критерии для расчета вероятности образования трещины с последующим разрушением заготовки. Даны рекомендации по устранению разрушения.

Ключевые слова: листовая штамповка, испытания, заготовка, двухугловая гибка, прижим, CAD/CAE-моделирование.

Analytical dependencies for calculating the deformed-stressed state of the workpiece are presented for two-angle bending without pressing the workpiece. By CAD/CAE-modeling the influence of the main parameters on bending are studied. The criteria for calculating the probability of crack formation with subsequent destruction of the workpiece are determined. The recommendations are given for eliminating destruction.

Keywords: sheet stamping, tests, workpiece, two-angle bending, clamping, CAD/CAE-modeling.

Для листовых материалов гибка является основной формоизменяющей операцией, которая применяется и в сочетании с другими операциями листовой штамповки. Рассмотрим задачи, решаемые при выполнении двухугловой гибки без прижима заготовки.

Теория упругого изгиба

Форму и размеры заготовки для заданной детали определяем по формулам из справочников. В начале рабочего хода h пуансона на первом этапе обработки участок I (рис. 1) заготовки, находящийся под торцом пуансона до точки C, отходит от него (прогиб f) и выпучивается с радиусом кривизны R_1; участок II изгибается (радиус кривизны R_3); участок III остается недеформированным. На рис. 1 ввиду симметричности процесса показана только правая часть детали. На участке I имеет место чистый изгиб. Упругая задача в полярных координатах (ρ, θ) с полюсом на оси симметрии Y имеет следующее аналитическое решение.

По закону упругости по всей толщине заготовки $e = s$ главное тангенциальное (окружное) напряжение определяется линейной зависимостью $\sigma_\theta = E(y\mathrm{d}\theta/\mathrm{d}x) = E(\rho\mathrm{d}\theta - \rho_n\mathrm{d}\theta)/(\rho_n\mathrm{d}\theta) = E(\rho - \rho_n)/\rho_n$, где ρ_n — радиус кривизны нейтрального слоя (см. эпюру на рис. 1); E — модуль упругости.

В процессе изгиба полосы будем для каждого этапа в области изгиба в каждом элементе (в каждом слое) вблизи двух боковых поверхностей полосы шириной b, где $\sigma_b = \sigma_3 = \sigma_z \approx 0$, рассчитывать интенсивность напряжений $\sigma_i = (1/\sqrt{2})[(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2)]^{1/2}$, равную в наружном и внутреннем слоях напряжению $\sigma_1 = \sigma_\theta$ при $\sigma_2 = \sigma_\rho = 0$. Как только в каком-то элементе σ_i достигнет предела текучести $\sigma_т$, данный элемент пе-

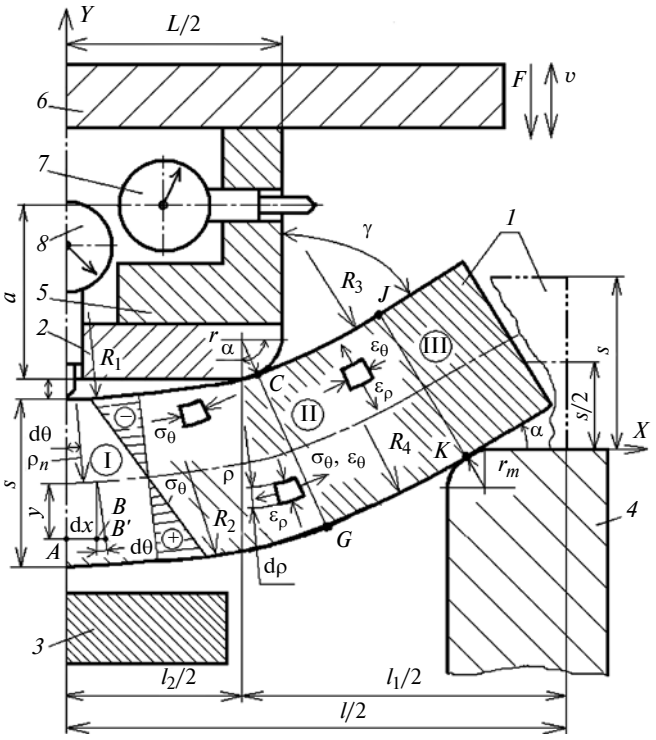


Рис. 1. Схема упругого изгиба:

1 — заготовка; *2* — пуансон; *3* — выталкиватель; *4* — матрица; *5* — плита для индикаторов; *6* — верхняя плита штампа; *7* и *8* — индикаторы

рейдет в пластическое состояние; при этом изгибающий момент составит $M_{e\sigma_т} = \sigma_т W$ (W — момент сопротивления сечения при изгибе). Для листовой заготовки толщиной s и шириной b имеем: $W = bs^2/6$; $M_{e\sigma_т} = \sigma_т bs^2/6$; $\rho_n = EWs/(2M_{e\sigma_т}) = (E/\sigma_т)s/2$. Если после укладки на штамп заготовка упруго прогибается значительно под действием равномерно распределенных сил от собственной массы, то эту кривизну следует добавить к $1/\rho_n$.

Теория упругопластического изгиба

По мере перемещения пуансона на втором этапе обработки часть e толщины s заготовки (рис. 2), испытывающая только упругие деформации, уменьшается. Для элементов, перешедших в пластическое состояние, решаем совместно уравнения равновесия $\frac{d\sigma_\rho}{d\rho} + \frac{\sigma_\rho - \sigma_\theta}{\rho} = 0$ и пластичности $\sigma_\rho - \sigma_\theta = \pm\sigma_s$ для зон растяжения (в последнем уравнении со знаком минус) и сжатия по толщине, используя для определения постоянной интегрирования граничные условия, по которым для зоны растяжения на наружной поверхности заготовки при $\rho = R_2$ и для зоны сжатия на внутренней поверхности заготовки при $\rho = R_1$ радиальное напряжение $\sigma_\rho = 0$. Получим распределение напряжений σ_ρ и σ_θ по толщине s заготовки: в зоне растяжения:

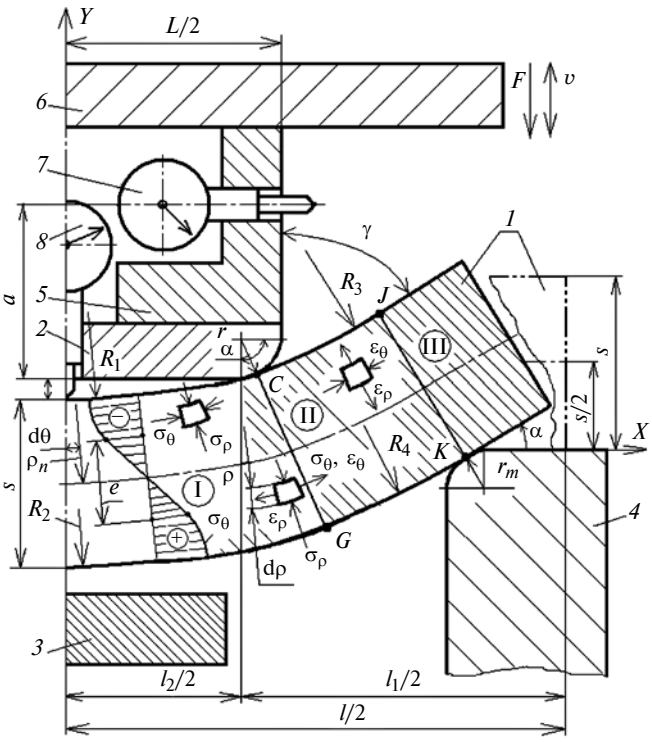


Рис. 2. Схема упругопластического изгиба

$\sigma_\rho = -\sigma_s \ln(R_2/\rho)$; $\sigma_\theta = \sigma_s[1 - \ln(R_2/\rho)]$, где ρ изменяется от $R_2 = \rho_n + s/2$ до $(\rho_n + e/2)$; в зоне сжатия: $\sigma_\rho = -\sigma_s \ln(\rho/R_1)$; $\sigma_\theta = -\sigma_s[1 + \ln(\rho/R_1)]$, где ρ изменяется от $R_1 = \rho_n - s/2$ до $(\rho_n - e/2)$.

Момент определяем из условия равновесия $M_{e-p} = \int_{-s/2}^{s/2} \sigma_\theta by dy$ (см. эпюру напряжения на рис. 2):

$$M_{e-p} = \sigma_s e^2 b/6 + \sigma_s(s^2 - e^2)b/4 = (\sigma_s s^2 b/12)[3 - (e/s)^2].$$

Относительное удлинение слоя, граничного между упругой и пластической областями, составит $\delta = (e/2)/\rho_n$; радиус кривизны нейтрального слоя $\rho_n = (E/\sigma_s)e/2$. В конце данного этапа обработки напротив точки C контакта пуансона с заготовкой практически все элементы по толщине заготовки перешли в пластическое состояние, $e \approx 0$, и достигается максимальный момент пластического изгиба без учета упрочнения заготовки ($\sigma_s = \sigma_т$): $M_{p\sigma_т} = \sigma_т bs^2/4$; кривизна составит $1/\rho_n = M_{p\sigma_т}/(EJ)$ и суммируется с рассчитанной кривизной для первого этапа обработки; J — момент инерции сечения относительно центральной оси (для листовой заготовки в виде полосы $J = bs^3/12$).

Теория пластического изгиба

На третьем этапе обработки очаг деформации окончательно смещается из центрального участка I, где элементы разгружаются и переходят из пластического в упругое состояние, на вновь образованный (напротив линии CD контакта заготовки с кромкой инструмента на угол изгиба α) участок II (рис. 3). Решаем совместно уравнения равновесия и пластичности для зон растяжения и сжатия по толщине заготовки, используя для определения постоянной интегрирования граничные условия, по которым для зоны растяжения на наружной поверхности заготовки при $\rho = R = r + s$ и для зоны сжатия на внутренней поверхности заготовки при $\rho = r$ радиальное напряжение равно нулю (контактное напряжение σ_K значительно меньше $\sigma_т$, поэтому σ_K не учитываем). В полярных координатах (ρ, θ) с полюсом в центре скругления кромки пуансона радиусом r получим следующие распределения напряжений σ_ρ и σ_θ по толщине заготовки: в зоне растяжения ($\rho_n \le \rho \le R$): $\sigma_\rho = -\sigma_s \ln\frac{R}{\rho}$, $\sigma_\theta = \sigma_s\left(1 - \ln\frac{R}{\rho}\right)$; в зоне сжатия ($r \le \rho \le \rho_n$): $\sigma_\rho = -\sigma_s \ln\frac{\rho}{r}$, $\sigma_\theta = -\sigma_s\left(1 + \ln\frac{\rho}{r}\right)$.

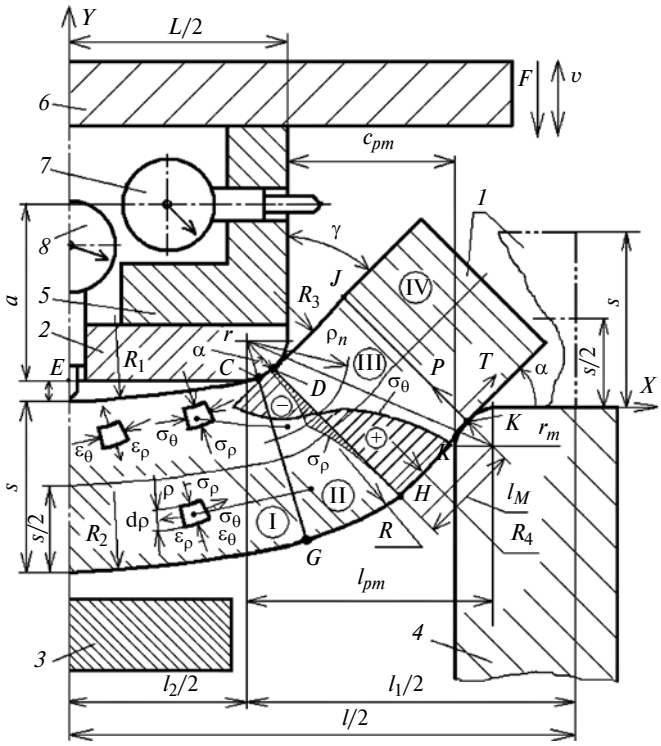


Рис. 3. Схема пластического изгиба

Приравняв напряжения σ_ρ зон растяжения и сжатия, получим радиус нейтрального слоя $\rho_n = \sqrt{rR}$, который смещен от срединного слоя радиуса $\rho_m = (r + R)/2 = r + s/2$ к внутренней поверхности заготовки. Изгибающий момент определяем как сумму моментов, создаваемых напряжениями σ'_θ и σ''_θ в зонах растяжения и сжатия относительно центра кривизны: $M_p = b\int_{\rho_n}^{R} \sigma'_\theta \rho d\rho + b\int_{r}^{\rho_n} (-\sigma''_\theta)\rho d\rho = \sigma_s bs^2/4 = 1{,}5\sigma_s W$, где для первого интеграла пределы заданы от r_n до R, а для второго: от r_p до r_n. Поскольку в конце предыдущего (второго) этапа обработки кривизна нейтрального слоя участка I заготовки под торцом пуансона была рассчитана при наибольшем изгибающем моменте, то на данном третьем этапе обработки кривизна участка I существенно не изменится.

Напряжение текучести рассчитываем с учетом упрочнения по формуле [2]: $\sigma_s = \sigma_т + \sigma_в(1 + \delta_р)\varepsilon_i^n$. Показатель упрочения n определяем из условия, что при испытании на растяжение в момент начала образования шейки $\sigma_s = \sigma_в(1 + \delta_р)$, $\varepsilon_i = \ln(1 + \delta_р)$, где $\sigma_в$ — предел прочности; $\delta_р$ — относительное равномерное удлинение по ГОСТ 11701—84. Логарифмированием получим: $n = \ln\{1 - \sigma_т/[\sigma_в(1 + \delta_р)]\}/\ln[\ln(1 + \delta_р)]$. Интенсивность деформаций ε_i на наружном слое заготовки приближенно равна тангенциальной деформации ε_θ [1]: $\varepsilon_i \approx \varepsilon_\theta = s/(2r + s)$.

В зоне изгиба состояние очага деформации близко к плоскому деформированному при $\varepsilon_2 = \varepsilon_b = \varepsilon_z \approx 0$. При увеличении на $d\alpha$ угла α, иначе угла охвата заготовкой кромки пуансона, элемент заготовки с координатами ρ и θ переместится с радиальной (u) и окружной (v) компонентами перемещений. Принимаем условия: перемещение u не зависит от θ, а v зависит от θ и является линейной функцией от ρ, следовательно, сечения остаются плоскими, толщина не изменяется, деформации представляют собой окружное удлинение в элементах снаружи нейтрального слоя, сжатие происходит внутри него, деформации совместны с напряжениями σ_ρ и σ_θ, кроме того, соответствуют условию несжимаемости заготовки, записанному через радиальную (ε_ρ) и таангенциальную (ε_θ) деформации: $\varepsilon_\rho + \varepsilon_\theta = 0$; $\varepsilon_\rho = \partial u/\partial\rho$; $\varepsilon_\theta = (\partial v/\partial\theta)/\rho + u/\rho$. Данным условиям удовлетворяет зависимость $u = -1/(2\alpha) \times (\rho + \rho_n^2/\rho)$, $v = \rho\theta/\alpha$, где знак минус означает, что перемещение u направлено к центру кривизны; θ — угол между радиусом и сечением, от которого начинается охват заготовкой кромки пуансона, $0 \le \theta \le \alpha$. Тогда получим: деформации: $-\varepsilon_\rho = \varepsilon_\theta = 1/(2\alpha)(1 - \rho_n^2/\rho^2)$; бесконечно малые приращения деформаций: $-d\varepsilon_\rho = d\varepsilon_\theta = -1/(2\alpha^2) \times (1 - \rho_n^2/\rho^2)d\alpha$; $d\gamma_{\rho\theta} = 0$; конечные логарифмические деформации: $-e_\rho = e_\theta = \ln[\rho\alpha/(\rho_n\alpha)] = \ln(\rho/\rho_n)$; относительные деформации: $\delta_\rho = \rho_n/\rho - 1$ и $\delta_\theta = (\rho\alpha - \rho_n\alpha)/(\rho_n\alpha) = \rho/\rho_n - 1$.

На всех этапах на участке III между нормалями DH и KJ (см. рис. 3) момент, кривизна и напряжения плавно уменьшаются от рассчитанных значений для участка II до нуля на границе KJ с участком IV. После охвата заготовкой кромки пуансона и при дальнейшем ходе пуансона происходит пластическое спрямление искривленного на предыдущих этапах внеконтактного участка III между пуансоном и матрицей ($c_{pm} = s$), а очаг деформации располагается на участке II напротив линии контакта заготовки со скруглением пуансона с частичным распространением на участки I и III (рис. 4). Зная контуры внутреннего слоя заготовки и пуансона, для каждого этапа можно определить прогиб f заготовки под торцом пуансона, координаты точек контакта пуансона и матрицы с заготовкой и угол изгиба α или угол наклона $\gamma = \pi/2 - \alpha$ двух боковых недеформируемых участков IV (см. рис. 3).

Проецируем силу F гибки, силу P реакции опор и силу $T = \mu P$ трения в двух точках контакта заготовки с матрицей на линию действия силы F (см. рис. 3): $F = 2P(\cos\beta + \mu\sin\beta)$; $P = \sigma_s bs^2/(4l_M)$, где

μ — коэффициент трения заготовки об инструмент. Длину l_M плеча и угол β определяем из геометрических соотношений: $l_M = [r_p + c_{pm} + r_m - (r_p + s + r_m)\sin\beta]/\cos\beta$, $\beta \approx \alpha$.

Зазор $c_{pm} = (1{,}0 \div 1{,}3)s$ между пуансоном и матрицей зависит от верхнего предельного отклонения от номинальной толщины s и других факторов. Например, при ходе пуансона $h = r + s + r_m$, при котором центр скругления r кромки пуансона находится на одном уровне или ниже центра скругления r_m кромки матрицы, плечо составляет $l_M = (r + c_{pm} + r_m)\cos\alpha$, причем, если $c_{pm} = s$, то $\alpha = \pi/2$. Работа деформации равна интегралу от силы F по ходу h пуансона и может быть рассчитана методами численного интегрирования.

Рассмотрим пружинение детали после гибки. После заключительного этапа обработки (рис. 5) и выталкивания детали из матрицы, форма детали искажается (см. рис. 5, сплошная линия), точность размеров снижается.

По закону упругости $\sigma = E\varepsilon = E\Delta l/l$ длина $l = (r + s)\alpha + c + p$ наружного слоя уменьшается на $\Delta l = \sigma l/E = \sigma_s[(r + s)\alpha + c + p]/E$, при этом $\mathrm{tg}\Delta\alpha = 2\Delta l/s$. Следовательно, расчетный угол пружинения составит $\Delta\alpha = K\mathrm{arctg}\{(2\sigma_s/E)[(r/s + 1)\alpha + c/s + p/s]\}$.

Если показатели c и p распространения пластических деформаций от очага данных деформаций (см. рис. 5) неизвестны, то принимаем $c = p = 0$.

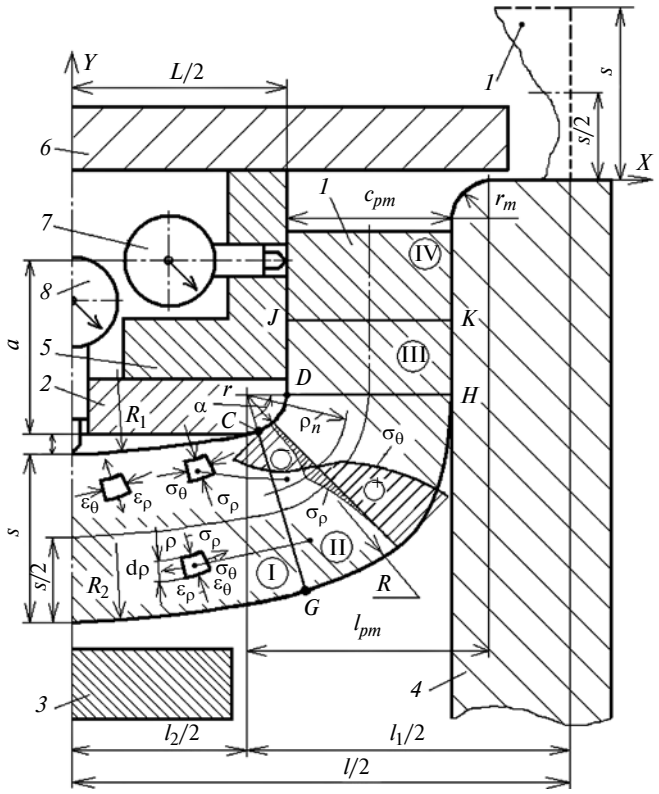


Рис. 4. Схема заключительного этапа гибки в штампе

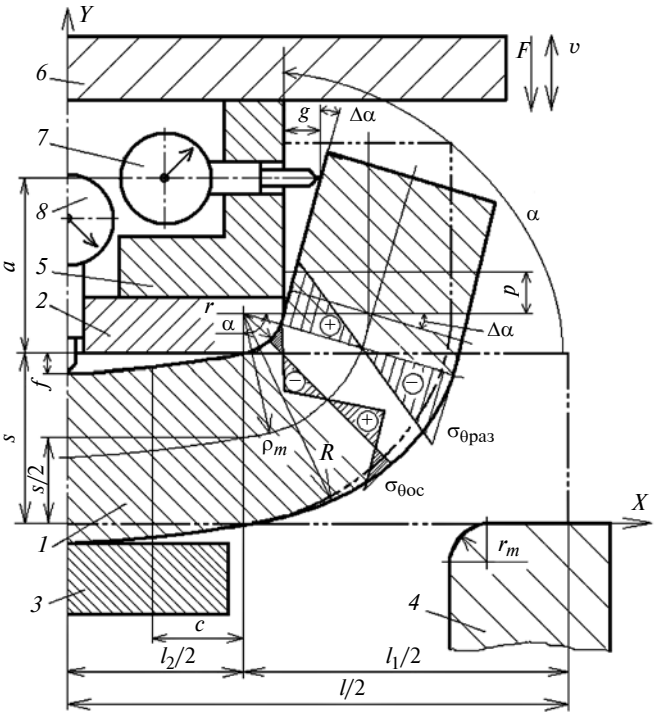


Рис. 5. Схема пружинения заготовки на угол Δα после гибки

Принятые допущения учитывает коэффициент $K = \Delta\alpha_э/\Delta\alpha_т$, где значения $\Delta\alpha_э$ определяем экспериментально или по справочникам; значения $\Delta\alpha_т$ рассчитываем при $K = 1$. Далее рассчитываем угол пружинения и учитываем его при проектировании штампа и оснастки. Если данные для $\Delta\alpha_э$ отсутствуют, то используем формулу для $\Delta\alpha$ при $K = 1$. После извлечения детали кривизну центральной части получим как разность между рассчитанной накопленной кривизной при нагрузке и кривизной после разгрузки: $1/\rho_n = M_{e\sigma_s}/(EJ)$; $M_{e\sigma_s} = \sigma_s bs^2/6$. Зная радиус внутреннего слоя заготовки ($\rho_n - s/2$) и контур пуансона, вписанный в дугу этого радиуса, определим прогиб f центральной части детали после разгрузки.

На рис. 5 показана самоуравновешенная по условиям $\int_{-s/2}^{s/2} \sigma_\theta by\mathrm{d}y = 0$ и $\int_{-s/2}^{s/2} \sigma_\theta b\mathrm{d}y = 0$ (от $-s/2$ до $s/2$ для обоих интегралов) эпюра остаточных напряжений $\sigma_{\theta\,ос}$ в изготовленной детали, т. е. как разность эпюры напряжения σ_θ при нагружении моментом M_p при пластическом изгибе (см. рис. 4) и линейной эпюрой напряжения $\sigma_{\theta\,раз} = M_{e\sigma_s}(\rho - \rho_n)/J$ (см. рис. 5) при разгрузке моментом $M_{e\sigma_s}$ при упругом изгибе, при котором $\rho_n = \rho_m$. Расчеты минимального радиуса изгиба без разрушения заготовки приведены в статьях [3, 4].

CAD/CAE-моделирование испытания и гибки

На основании теории гибки [1—4] и приведенных схем (см. рис. 1—5) в CAD/CAE-системе Marc MSC Software создан проект и выполнено моделирование двухугловой гибки листовой заготовки в виде широкой полосы пуансоном с радиусом скругления r в матрицу со скруглением по радиусу r_m. Решались задачи, описанные в статье [1].

Размеры заготовки и штампа

Выбрана прямоугольная заготовка длиной $l = 30{,}2$ мм и шириной $b = 20$ мм; наибольшая (с учетом верхнего предельного отклонения) толщина заготовки $s = 0{,}7$ мм; максимальный угол изгиба $\alpha = 90°$; радиусы скругления кромок пуансона и матрицы: $r = s = 0{,}7$ мм и $r_m = r = 0{,}7$ мм приняты согласно ГОСТ 14019—2003. Из условия наличия двух плоскостей симметрии XY и YZ исследовали гибку четвертой части заготовки.

Для испытания и штамповки использовали первый вариант заготовки из высокопластичной, но пониженной прочности тонколистовой холоднокатаной низкоуглеродистой стали 01ЮТ ВОСВ ГЦ (ТУ 14-105-685—2002; ВОСВ — весьма особо сложная вытяжка; ГЦ — горячеоцинкованный лист) с показателями механических свойств (ГОСТ 11701—84) для образцов, вырезанных под углом 90° к направлению прокатки с минимальными (для повышения надежности моделирования) пластическими характеристиками $\delta_р$ и δ_f: $E = 187\,200$ Н/мм^2; отношение упругой относительной поперечной деформации к продольной деформации $\upsilon = 0{,}3$; плотность $\gamma = 7{,}8 \cdot 10^{-9}$ т/мм^3; $\sigma_т$ (или $\sigma_{0,2}$) = = 171 Н/мм^2; $\sigma_в = 304$ Н/мм^2; $\delta_р = 0{,}24$; относительное удлинение $\delta_f = 0{,}408$ после разрыва образцов длиной $l_0 = 80$ мм; истинный предел прочности $\sigma_{в\ ис} = \sigma_в(1 + \delta_р) = 377$ Н/мм^2. Диаграмму напряжения текучести $\sigma_s = f(\varepsilon_i)$ в результате упрочнения заготовки с интенсивностью ε_i при штамповке строили по формуле [1—4] $\sigma_s = \sigma_{0,2} + \sigma_{в\ ис}\varepsilon_i^n$ при $0 \le \varepsilon_i \le \varepsilon_{i\ \lim}$ и $n = \ln[1 - \sigma_{0,2}/\sigma_{в\ ис})]/\ln[\ln(1 + \delta_р)]$; $\sigma_s = \sigma_{s\ \lim} = \sigma_{0,2} + \sigma_{в\ ис}\varepsilon_{i\ \lim}^n = \text{const}$ при $\varepsilon_{i\ \lim} < \varepsilon_i \le$ $\le \varepsilon_{i\ \max}$; в CAD/CAE-систему вводили значения ε_i и σ_s; $\varepsilon_{i\ \lim} = 0{,}335$ [по диаграмме предельных интенсивностей деформаций (ДПИД) [4] при $\varepsilon_2 = 0$] и $\sigma_{s\ \lim} = 416$ Н/мм^2; $\varepsilon_{i\ \max} = 0{,}5$ и $\sigma_{s\ \lim} = 416$ Н/мм^2 (табл. 1); данная диаграмма приведена в статье [2].

Для сравнения использовали второй вариант материала заготовки из малопластичной, но повышенной прочности тонколистовой холоднокатаной низколегированной стали 08ГСЮТ (ТУ 14-1-3764—84): $E = 191\,200$ Н/мм^2; $\upsilon = 0{,}3$; $\gamma = 7{,}8 \cdot 10^{-9}$ т/мм^3; $\sigma_т$ (или $\sigma_{0,2}$) = 374 Н/мм^2; $\sigma_в = 471$ Н/мм^2; $\delta_р = 0{,}172$; $\delta_f = \delta_{80} = 0{,}262$; $\sigma_{в\ ис} = \sigma_в(1 + \delta_р) =$ = 552 Н/мм^2. Диаграмму $\sigma_s = f(\varepsilon_i)$ строили по тем же формулам, что и для стали 01ЮТ; в CAD/CAE-систему вводили значения ε_i и σ_s; $\varepsilon_{i\ \lim} = 0{,}312$ (по ДПИД) и $\sigma_{s\ \lim} = 643$ Н/мм^2; $\varepsilon_{i\ \max} = 0{,}5$ и $\sigma_{s\ \lim} =$ = 643 Н/мм^2 (табл. 2). Данная диаграмма аналогична диаграмме, показанной в статье [2].

Для повышения точности на начальных этапах гибки (интенсивное упрочнение) интервалы между значениями ε_i выбирали небольшими, а на конечных этапах (неинтенсивное упрочнение перед разрушением заготовки) интервалы увеличили.

Толщину заготовки разделили на десять конечных элементов (КЭ) ($N_s = 10$), по длине l заготовки нанесли сетки: в зоне изгиба по пуансону и в зоне контакта с матрицей — мелкую, а под торцом пуансона — крупнее.

На начальных этапах обработки заготовки переход КЭ из упругого состояния в пластическое исследовали по теории пластичности на основании уравнения интенсивности напряжений: $\sigma_i = \sigma_s$ [1, 2]. Так как напряжения определяем по деформациям, то кроме уравнения пластичности в напряжениях использовали более точные уравнения

Таблица 1

Упрочнение стали 01ЮТ

ε_i	0	0,002	0,004	0,008	0,015	0,027	0,070	0,100	0,140	0,223	0,335	0,500
σ_s	171	204	214	228	243	262	304	324	345	377	416	416

Таблица 2

Упрочнение стали 08ГСЮТ

ε_i	0	0,002	0,004	0,008	0,010	0,020	0,070	0,100	0,159	0,200	0,312	0,500
σ_s	374	386	392	402	406	424	481	508	552	579	643	643

пластичности в деформациях, описанные в работе [3]. При поэтапном нагружении элемент заготовки переходит в пластическое состояние при $\varepsilon_{i\,e} = \varepsilon_{\lim\,e}$, когда интенсивность упругих деформаций $\varepsilon_{i\,e} = [(\sqrt{2})/3][(\varepsilon_{r\,e} - \varepsilon_{\theta\,e})^2 + (\varepsilon_{\theta\,e} - \varepsilon_{z\,e})^2 + + (\varepsilon_{z\,e} - \varepsilon_{r\,e})^2 + (3/2)(\gamma^2_{r\theta\,e} + \gamma^2_{\theta z\,e} + \gamma^2_{zr\,e})]^{1/2}$ достигнет предельного значения $\varepsilon_{\lim\,e} \approx \ln(1 + \sigma_{0,2}/E)$.

На рис. 6 (см. обложку) показана динамика гибки заготовки.

Определение деформаций и напряжений в заготовке при штамповке

CAD/CAE-моделированием для всех этапов штамповки получены распределения по объему заготовки из стали 01ЮТ основных параметров деформированно-напряженного состояния (ДНС) и, в частности, на последнем этапе гибки параметров ε_θ (рис. 7, *а*), ε_r (рис. 7, *б*) и ε_i (рис. 7, *в*) (см. обложку), а также отношений $\sigma_i/\sigma_\text{т}$ и $\sigma_\theta/\sigma_\text{т}$, анализ которых показал, что на наружном слое заготовки, где при запредельных условиях обработки появляется трещина, деформирование наружного слоя широкой полосы близко к плоскому деформированию. Появление трещины, в основном, определяют показатели ε_θ (см. рис. 7, *а*) и σ_θ.

Если сузить интервал распределения ε_θ, можно определить опасное место и этап обработки, при котором может образоваться трещина (см. рис. 7, *г*), которая теоретически начнет образовываться не из середины заготовки, а с острого угла, где наибольшие значения ε_θ. Однако на практике опасное место начала образования трещины зависит от состояния боковой поверхности заготовки в зоне изгиба перед гибкой. Если боковая поверхность упрочнена и гладкая, например в виде блестящего пояска по толщине вырубленной заготовки, то опасное место начала образования трещины смещается от боковой поверхности к центру по ширине наружной поверхности заготовки.

Распределение толщин слоев заготовки в опасном месте

На рис. 8 (см. обложку) показана диаграмма распределения толщины $s_{t(n)}$ во всех n-х слоях из КЭ по толщине заготовки из $N_s = 10$ слоев ($n = 1, 2, ..., N_s$), на которой в режиме визуализации трещины в CAD/CAE-системе по критерию $\sigma_{\theta\,\max}$ (или $\sigma_{1\,\max}$) видна трещина в наружном слое в месте перехода вертикальной полки изогнутой детали в скругление по радиусу изгиба. По этой диаграмме также можно определить: размеры очага деформаций при заданном отношении $r/s = 1$; утонение наружных слоев и утолщение внутренних слоев; величину пружинения изогнутой полки детали от вертикальной поверхности после выталкивания детали из штампа.

Установлено, что элемент заготовки, в котором при ухудшении условия деформирования в ходе обработки может появиться трещина, имеет минимальную толщину. Как и в работе [2], показано распределение толщины $s_{t(n)}$ во всех n-х слоях заготовки (при исходной толщине всех слоев $s/N_s = 0{,}07$ мм), представленных на рис. 8, в опасном сечении через центр скругления инструмента и элемент с минимальной толщиной на наружном слое. В процессе изгиба нейтральный слой смещается к внутренней поверхности, вследствие чего слой, прилегающий к нейтральному слою, в начале гибки испытывает сжатие, а в конце гибки — растяжение по углу θ.

Искажения заготовки при изгибе

В зоне изгиба широкой полосы на ее двух боковых поверхностях напряжение σ_z, действующее вдоль образующей срединной поверхности полосы в направлении ее ширины b, будет нулевым. На участке на некотором удалении от боковых поверхностей полосы будут соблюдаться условия плоской деформации при $\varepsilon_b = \varepsilon_3 = 0$, где $\sigma_z = (\sigma_r + \sigma_\theta)/2$. Такая неравномерность ДНС в направлении ширины полосы приводит к тому, что образующая срединной поверхности вблизи боковых поверхностей полосы получит кривизну обратного знака по сравнению с кривизной срединной поверхности в тангенциальном направлении от изгиба полосы пуансоном с радиусом r. Прямолинейная образующая будет иметь место лишь на участке плоской деформации, а краевые части полосы изогнутся наружу и получат искажения в виде так называемой седловидности (рис. 9, см. обложку). На практике такие искажения, а также пружинение полок исправляют правкой изогнутой детали в штампе на мощном прессе [1].

Критерии разрушения заготовки в процессе обработки

Для исключения образования трещины и последующего разрушения заготовки при штамповке необходимо, чтобы во всех КЭ деформации, напряжения и силы не превышали предельные значения. В качестве критерия можно использовать диаграмму предельных деформаций при гибке (ДПДГ), т. е. функцию $\varepsilon_1 = f(\varepsilon_3)$, которую получают при испытаниях на изгиб до образования трещины образцов разной ширины, вырезанных из испытуемого материала [1]. При испытаниях с целью построения ДПДГ определяют также прочность слоев биметаллов, композитных материалов, покрытий листа и

эффективность применяемых смазочных материалов. Чем выше ДПДГ, тем пластичнее материал, а следовательно, более пригоден для гибки. Поскольку ДПДГ строят редко, и в справочниках они отсутствуют, то можно использовать диаграмму предельных деформаций (ДПД) $\varepsilon_1 = f(\varepsilon_2)$, диаграмму предельных утонений (ДПУ) $\varepsilon_3 = f(\varepsilon_2)$, ДПИД $\varepsilon_i = f(\varepsilon_2)$ и диаграмму предельных напряжений (ДПН) $\sigma_i = f(\varepsilon_2)$, построенные по методике, изложенной в работе [4].

На производстве для оценки штампуемости детали проводят эксперименты и на листовую заготовку наносят делительную сетку. После гибки в опасных зонах для каждой ячейки сетки рассчитывают деформации $\varepsilon_\theta = \varepsilon_1, \varepsilon_3, \varepsilon_i$, для каждой деформации $\varepsilon_3 = \varepsilon_b = \varepsilon_z$ по ДПДГ $\varepsilon_1 = f(\varepsilon_3)$ определяют предельную деформацию $\varepsilon_1 = \varepsilon_{1\,\mathrm{lim}}$, рассчитывают $\varepsilon_{r\,\mathrm{lim}} = \varepsilon_{2\,\mathrm{lim}} = -\varepsilon_{1\,\mathrm{lim}} - \varepsilon_3$ и предельную интенсивность деформаций $\varepsilon_{i\,\mathrm{lim}} = (2/\sqrt{3})(\varepsilon_{1\,\mathrm{lim}}^2 + \varepsilon_{1\,\mathrm{lim}}\varepsilon_{2\,\mathrm{lim}} + \varepsilon_{2\,\mathrm{lim}}^2)^{1/2}$. Как правило, такие эксперименты заменяют или совмещают с CAD/CAE-моделированием.

Далее определяют штампуемость детали по коэффициенту C_m использования пластичности и запасу пластичности P_m ($m = 1, i, s, \sigma_i, \sigma, F, r, \alpha, h$) до разрушения заготовки на основании следующих критериев вероятности образования трещины:

1) $C_1 = \varepsilon_1/\varepsilon_{1\,\mathrm{lim}} < 1$ и $P_1 = (1 - \varepsilon_1/\varepsilon_{1\,\mathrm{lim}})100 > P_{1\,\mathrm{lim}}$;

2) $C_i = \varepsilon_i/\varepsilon_{i\,\mathrm{lim}} < 1$ и $P_i = (1 - \varepsilon_i/\varepsilon_{i\,\mathrm{lim}})100 > P_{i\,\mathrm{lim}}$;

3) $C_s = \varepsilon_2/\varepsilon_{2\,\mathrm{lim}} < 1$ и $P_s = (1 - \varepsilon_2/\varepsilon_{2\,\mathrm{lim}})100 > P_{s\,\mathrm{lim}}$;

4) на каждом этапе обработки для каждого КЭ относительная интенсивность напряжений $\sigma_i' = \sigma_i/\sigma_{0,2}$ не должна превышать предельного значения $\sigma_{i\,\mathrm{lim}}' = [\sigma_{0,2} + \sigma_{\text{в}}(1 + \delta_{\text{р}})\varepsilon_{i\,\mathrm{lim}}^n]/\sigma_{0,2}$: $\sigma_i' \le \sigma_{i\,\mathrm{lim}}'$, $C_{\sigma i} = \sigma_i'/\sigma_{i\,\mathrm{lim}}' < 1$ ($\varepsilon_{i\,\mathrm{lim}}$ находится по ДПДГ или ДПИД), где $n = \ln\{1 - \sigma_{0,2}/[\sigma_{\text{в}}(1 + \delta_{\text{р}})]\}/\ln[\ln(1 + \delta_{\text{р}})]$; $P_{\sigma i} = (1 - \sigma_i'/\sigma_{i\,\mathrm{lim}}')100 > P_{\sigma i\,\mathrm{lim}}$;

5) на наружном слое полосы при $\sigma_r = \sigma_3 \approx 0$ должен выполняться критерий: $\sigma_\theta' = \sigma_1' = \sigma_1/\sigma_{0,2} < \sigma_{i\,\mathrm{lim}}'$; $C_\sigma = \sigma_1'/\sigma_{i\,\mathrm{lim}}' < 1$; $P_\sigma = (1 - \sigma_1'/\sigma_{i\,\mathrm{lim}}')100 > P_{\sigma\,\mathrm{lim}}$;

6) максимальная сила F штамповки по показаниям прибора обрабатывающего оборудования или рассчитанная CAD/CAE-моделированием не должна превышать предельную силу F_{lim} и обеспечивать $C_F = F/F_{\mathrm{lim}} < 1$ при $P_F = (1 - F/F_{\mathrm{lim}})100 > P_{F\,\mathrm{lim}}$. Сила F_{lim} определяется экспериментально или моделированием изменением параметра штамповки, например, при уменьшении отношения r/s до образования трещины;

7) экспериментально или моделированием штамповок для разных радиусов можно определить минимальный радиус $r_{\min}$ гибки или $r_{\min}/s$ перед образованием трещины для разных α и $\delta_{\text{р}}$: $C_r = r_{\min}/r < 1$ и $P_r = (1 - r_{\min}/r)100 > P_{r\,\mathrm{lim}}$ по $r_{\min}$;

8) можно также определить, при каком угле α_{lim} изгиба образуется трещина: $C_\alpha = \alpha/\alpha_{\mathrm{lim}} < 1$ и $P_\alpha = (1 - \alpha/\alpha_{\mathrm{lim}})100 > P_{\alpha\,\mathrm{lim}}$ по α_{lim}, где r_p и α заданы на чертеже детали;

9) при гибке-фланцовке края по линии заданной кривизны, например у кузовной детали, высота h_f отогнутого фланца не должна превышать предельную высоту $h_{f\,\mathrm{lim}}$: $C_h = h_f/h_{f\,\mathrm{lim}} < C_{h\,\mathrm{lim}}$ и $P_h = (1 - h_f/h_{f\,\mathrm{lim}})100 > P_{h\,\mathrm{lim}}$; $C_{m\,\mathrm{lim}} \approx 1$.

В данном примере в конечный момент гибки полосы из стали 01ЮТ моделированием получено для КЭ на внешнем слое изогнутой детали:

1. $\varepsilon_{1\,\max} = 0{,}274$ (0,25 для 08ГСЮТ) при $\varepsilon_3 \approx 0$, при этом по ДПД $\varepsilon_{1\,\mathrm{lim}} = 0{,}29$ (0,27 для 08ГСЮТ) при $\varepsilon_2 = 0$ [2], следовательно, $\varepsilon_{1\,\max} < \varepsilon_{1\,\mathrm{lim}}$. Однако $P_1 = (1 - \varepsilon_{1\,\max}/\varepsilon_{1\,\mathrm{lim}})100 = 5{,}6$ %, что меньше $P_{1\,\mathrm{lim}} \approx \delta_{\text{р}} = 24$ % и поэтому недостаточно для надежной гибки. Однако для 08ГСЮТ $P_1 = (1 - \varepsilon_{1\,\max}/\varepsilon_{1\,\mathrm{lim}})100 = 7{,}4$ %, что меньше $P_{1\,\mathrm{lim}} \approx \delta_{\text{р}} = 17{,}2$ %, поэтому недостаточно для надежной гибки.

2. $\varepsilon_{i\,\max} = 0{,}276$ (0,311 для 08ГСЮТ) при $\varepsilon_3 \approx 0$, при этом по ДПИД $\varepsilon_{i\,\mathrm{lim}} = 0{,}335$ (0,312 для 08ГСЮТ), следовательно, $\varepsilon_{i\,\max} < \varepsilon_{i\,\mathrm{lim}}$. Однако $P_i = (1 - \varepsilon_{i\,\max}/\varepsilon_{i\,\mathrm{lim}})100 = 17{,}6$ %, что меньше $P_{i\,\mathrm{lim}} \approx \delta_{\text{р}}$ и для 08ГСЮТ $P_i = (1 - \varepsilon_{i\,\max}/\varepsilon_{i\,\mathrm{lim}})100 = 0{,}3$ %, что меньше $P_{i\,\mathrm{lim}} \approx \delta_{\text{р}}$.

3. Для первого слоя заготовки $s_{1\,\min} = 0{,}0539$ мм при $s_1 = s/N_s = 0{,}07$ мм [или $\varepsilon_{2\,\min} = \ln(s_{1\,\min}/s_1) = -0{,}261$]. При этом по ДПД $\varepsilon_{2\,\mathrm{lim}} = -0{,}29$ [или $s_{\mathrm{lim}} = 0{,}0524$ мм], следовательно, $|\varepsilon_{2\,\min}| < |\varepsilon_{2\,\mathrm{lim}}|$ или $s_{1\,\min} > s_{\mathrm{lim}}$. Однако $P_s = (1 - \varepsilon_{2\,\min}/\varepsilon_{2\,\mathrm{lim}})100 = 10$ %, что меньше $P_{s\,\mathrm{lim}} \approx \delta_{\text{р}}$.

4. $(\sigma_i/\sigma_{0,2})_{\max} = 2{,}224$ при $\varepsilon_3 \approx 0$, при этом по ДПИН $(\sigma_i/\sigma_{0,2})_{\mathrm{lim}} = 2{,}433$ при $\varepsilon_2 = 0$ [2], следовательно, $(\sigma_i/\sigma_{0,2})_{\max} < (\sigma_i/\sigma_{0,2})_{\mathrm{lim}}$. Однако $P_{\sigma i} = (1 - \sigma_i'/\sigma_{i\,\mathrm{lim}}')100 = 8{,}6$ %, что меньше $P_{\sigma i\,\mathrm{lim}} \approx \delta_{\text{р}}$.

5. При $\sigma_2 \approx 0$, $\sigma_3 \approx 0$ имеем $\sigma_{1\,\max}' \approx \sigma_{i\,\max}' = \sigma_{1\,\max}/\sigma_{0,2} = 465/171 = 2{,}719$. При этом по ДПИН $(\sigma_i/\sigma_{0,2})_{\mathrm{lim}} = 2{,}433$ при $\varepsilon_2 = 0$ [2], следовательно, $\sigma_{1\,\max}' > \sigma_{i\,\mathrm{lim}}'$, т. е. возможно образование трещины.

Для сравнения конечный момент гибки полосы из стали 08ГСЮТ моделированием получено для КЭ на внешнем слое изогнутой детали:

1. $\varepsilon_{1\ max} = 0{,}25$ при $\varepsilon_3 \approx 0$, при этом по ДПД $\varepsilon_{1\ lim} = 0{,}27$ при $\varepsilon_2 = 0$ [1], следовательно, $\varepsilon_{1\ max} < \varepsilon_{1\ lim}$. Однако $P_1 = (1 - \varepsilon_{1\ max}/\varepsilon_{1\ lim})100 = 7{,}4$ %, что меньше $P_{1\ lim} \approx \delta_p = 17{,}2$ %, поэтому недостаточно для надежной гибки.

2. $\varepsilon_{i\ max} = 0{,}311$ при $\varepsilon_3 \approx 0$, при этом по ДПИД $\varepsilon_{i\ lim} = 0{,}312$, следовательно, $\varepsilon_{i\ max} < \varepsilon_{i\ lim}$. Однако $P_i = (1 - \varepsilon_{i\ max}/\varepsilon_{i\ lim})100 = 0{,}3$ %, что меньше $P_{i\ lim} \approx \delta_p$.

3. Для первого слоя заготовки $s_{1\ min} = 0{,}0536$ мм при $s_1 = s/N_s = 0{,}07$ мм [или $\varepsilon_{2\ min} = \ln(s_{1\ min}/s_1) = -0{,}267$]. При этом по ДПД $\varepsilon_{2\ lim} = -0{,}27$ [или $s_{lim} = 0{,}0534$ мм], следовательно, $|\varepsilon_{2\ min}| < |\varepsilon_{2\ lim}|$ или $s_{1\ min} > s_{lim}$. Однако $P_s = (1 - \varepsilon_{2\ min}/\varepsilon_{2\ lim})100 = 1{,}1$ %, что меньше $P_{s\ lim} \approx \delta_p$.

4. $\sigma'_{i\ max} = (\sigma_i/\sigma_{0,2})_{max} = 1{,}704$ при $\varepsilon_3 = 0$, при этом по ДПИН $\sigma'_{i\ lim} = (\sigma_i/\sigma_{0,2})_{lim} = 1{,}72$ при $\varepsilon_2 = 0$ [1], следовательно, $(\sigma_i/\sigma_{0,2})_{max} < (\sigma_i/\sigma_{0,2})_{lim}$. Однако $P_{\sigma i} = (1 - \sigma'_i/\sigma'_{i\ lim})100 = 0{,}9$ %, что меньше $P_{\sigma i\ lim} \approx \delta_p$.

5. При $\sigma_2 \approx 0$ и $\sigma_3 \approx 0$ имеем $\sigma'_{1\ max} = \sigma_{1\ max}/\sigma_{0,2} = 645/374 = 1{,}725 \approx \sigma'_{i\ lim}$, следовательно, $\sigma'_{1\ max} \approx \sigma'_{i\ lim}$, $P_\sigma = (1 - \sigma'_{1\ max}/\sigma'_{i\ lim})100 \approx 0$, т. е. образуется трещина.

По данным пяти критериям при гибке на внешнем слое заготовки из сталей 01ЮТ и 08ГСЮТ возможно образование трещины, поэтому в расчетной модели необходимо, например, увеличить радиус r_p изгиба, и выполнять моделирование до тех пор, пока не будет исключена опасность образования трещины. Так как основные запасы пластичности P_1, P_i, P_s, $P_{\sigma i}$, P_σ у стали 01ЮТ значительно выше, чем у стали 08ГСЮТ, то предельное значение r для стали 01ЮТ значительно меньше, чем для стали 08ГСЮТ.

При малом запасе пластичности по критериям P_1, P_i, P_s, $P_{\sigma i}$, P_σ, P_F, P_r, P_α, P_h, для которых $P_{1\ lim}$, $P_{i\ lim}$, $P_{s\ lim}$, $P_{\sigma i\ lim}$, $P_{\sigma\ lim}$, $P_{F\ lim}$, $P_{r\ lim}$, $P_{\alpha\ lim}$, $P_{h\ lim}$ рекомендуется задавать равными или больше значения δ_p, назначают конструкторские или технологические мероприятия для уменьшения деформаций в опасных зонах. При запасе пластичности больше $2\delta_p$ в целях экономии можно использовать заготовки из более дешевого материала или меньшей толщины.

Аналогично проанализирована штампуемость детали из заданных заготовок на основании других параметров ДНС заготовки.

Были установлены конструкторские мероприятия: изменение геометрии изгибаемой детали; увеличение r/s, s и зазора между пуансоном и матрицей; использование заготовки из более пластичного материала, например, с увеличенным δ_p; изменение материала инструмента; выполнение напыления на инструмент для снижения коэффициента трения.

Предложено технологическое мероприятие: снижение коэффициента трения в контакте заготовки и штампа для более равномерного распределения деформаций в очаге деформаций путем применения эффективного смазочного материала.

Пружинение заготовки после гибки

После гибки на угол α и разгрузки отогнутая полка П-образной детали сместилась на угол $\Delta\alpha$ пружинения под действием упругих деформаций, которые всегда сопровождают пластические деформации (см. рис. 5 и 6, *г*). Углы $\Delta\alpha$ для каждого из двух полок можно рассчитать разными методами, например, по формуле $\Delta\alpha \approx \mathrm{arctg}(l_x/l_y)$, где l_x — линейное пружинение крайней точки полки; l_y — длина полки. Общий угол пружинения двух полок детали после изгиба получают суммированием углов $\Delta\alpha$ для каждой из полок. Моделированием для стали 01ЮТ получено: $\Delta\alpha = 1{,}5°$, для 08ГСЮТ имеем $\Delta\alpha = 3°$.

Сила гибки

Как и в работе [1], исследованы изменения сил, действующих на штамповочный инструмент в ходе обработки, которые зависят от ряда факторов: размеров и материала заготовки, угла изгиба заготовки, радиуса скругления рабочих кромок инструментов и пр. С учетом силы и работы, затрачиваемой на обработку заготовки, выбирают прессовое оборудование и проектируют штамп и оснастку для автоматизации штамповки.

На способы и штампы для испытаний листов и широких полос на изгиб получены патенты [1].

Таким образом, показано, что моделирование в CAD/CAE-системе значительно сокращает время проектирования и внедрения технологических процессов, штампов и оснастки.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Жарков В. А.** Испытания материалов. V-образная гибка листов и широких полос // Вестник машиностроения. 2018. № 5. С. 44—51.

2. **Жарков В. А.** Испытания материалов. Одноугловая гибка листов и широких полос // Вестник машиностроения. 2018. № 2. С. 41—48.

3. **Жарков В. А.** Моделирование в системе Marc обработки материалов в машиностроении. Части 1—7 // Вестник машиностроения. 2012. № 8—12; 2013. № 2, 3.

4. **Жарков В. А.** Испытания материалов // Вестник машиностроения. 2016. № 6, 8; 2017. № 1, 4, 8, 11.

УДК 621.79.03

А. Ю. АЛБАГАЧИЕВ, д-р техн. наук, В. И. ПРИВЕЗЕНЦЕВ, И. Ю. МАМЕДОВА, кандидаты технических наук (ИМАШ РАН, Московский технологический университет), e-mail: albagachiev@yandex.ru

Технологическое обеспечение импульсной лазерной пайки при сборке элементов из цветных металлов и минералов

Показаны преимущества лазерной сварки перед традиционной пайкой при сборке элементов из минералов и цветных металлов. Рассчитаны режимы сварки, исключающие возникновение трещин в минерале.

Ключевые слова: лазерная сварка, минерал, цветной металл, температура, охлаждение, напряжения, разрушение.

The advantages of laser welding in comparison with traditional soldering during assembling of elements from minerals and non-ferrous metals are shown. Welding modes, that exclude the occurrence of cracks in the mineral, are calculated.

Keywords: laser welding, mineral, non-ferrous metal, temperature, cooling, stress, fracture.

При сборке элементов из минералов и цветных металлов, в частности благородных, применяют пайку. При этом изделие нагревается до высоких температур (более 700 °С), что не совместимо с наличием в изделии на этапе пайки неметаллических материалов, например, минералов, эмалей и пр.

В этих случаях целесообразнее использовать импульсную лазерную сварку (ИЛС), которая позволяет выполнять соединительные операции в непосредственной близости от эмалей, минералов и других элементов, которые при высоких температурах могут разрушиться, так как ИЛС обеспечивает точность, локальность и кратковременность воздействия.

Однако даже при использовании ИЛС в минерале возможны разрушения в результате высоких напряжений, вызванных значительным [(1÷10)10^5 °С/см] температурным градиентом в зоне сварки [1, 2].

Изменение температуры на единицу длины в направлении распространения теплоты, т. е. по направлению нормали к изотермической поверхности, определяем по формуле

$$\Theta = \frac{Q}{4\rho c(\pi\alpha t)^{3/2}} e^{-\frac{z^2}{4at}}, \qquad (1)$$

где Q — количество теплоты; z — расстояние от источника теплоты; ρ — плотность материала; a — температуропроводность материала; t — время воздействия лазерным лучом.

Были проведены исследования изменения температур при сварке серебра в зоне его контакта с минералом, в данном случае со стеклом. Режимы применяемой ИЛС: мощность лазерного луча $N = 0{,}6 \cdot 10^6$ Вт/см^2; радиус луча $r = 0{,}25$ мм.

В табл. 1 приведены теплофизические показатели стекла и серебра.

Для расчетов температурных напряжений необходимо знать изменение температур в серебре и стекле. По формуле (1) рассчитали температуру Θ_{Ag} для серебра. Далее определили температуры стекла на различных расстояниях от источника теплоты по формуле

$$\Theta_c = \Theta e^{-\frac{z^2}{4at}}. \qquad (2)$$

На рис. 1 показаны зависимости изменения температуры Θ_c от расстояния z до поверхности стекла при разной продолжительности воздействия лазерного луча.

Разрушения минералов в виде трещин возникают под действием растягивающих напряжений, которые создаются в результате быстрого охлаждения материала после импульсного нагревания.

Были получены зависимости изменения напряжения σ от расстояния z до поверхности стекла при разной продолжительности воздействия лазерного луча (рис. 2).

Используя решение задачи термоупругости [1], установили допустимое напряжение (до хрупкого разрушения) для стекла, которое определяет выражение

$$\sigma = (\beta E\Theta_c/[3(1 - 2\nu)])(r^2(t)/\rho^2),$$

где β — температурный коэффициент объемного расширения для стекла; E — модуль Юнга; Θ_c — температурный градиент для стекла; ν — коэффициент Пуассона.

В минерале в зоне, прилегающей к зоне ИЛС, возникают растягивающие напряжения σ_p. Если их

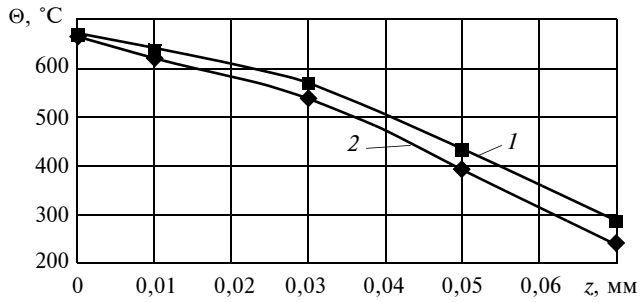


Рис. 1. Распределение температур Θ от расстояния *z* поверхности до источника теплоты при продолжительности воздействия лазерного луча *t* = 6 (*1*) и 5 мс (*2*)

величина превышает предел прочности $\sigma_т$ материала, образуется трещина.

Ввиду отсутствия необходимых данных были проведены экспериментальные исследования по определению условий разрушения разных минералов под воздействием лазерного луча. Отполированные образцы из агата, амазонита и яшмы [3] подвергали лазерной обработке на установках КВАНТ-15 и LRS-50 на разных режимах.

В ходе экспериментов для исследуемых материалов определили критическую плотность P_S мощности излучения, как отношение мощности N излучения к площади S сечения лазерного пучка, которое соответствует началу разрушения поверхности минерала, а также средний диаметр $D_{ср}$ разрушаемого участка при данной плотности мощности излучения (табл. 2).

Разрушение полупрозрачного агата начинается при $P_S > 0{,}5 \cdot 10^6$ Вт/см^2 и представляет собой скол или трещину в поверхностном слое. При дальнейшем повышении плотности мощности луча размеры трещины увеличиваются, трещина выходит на поверхность и отделяет фрагмент минерала. Расположение и направление развития трещины предвидеть невозможно.

Разрушение непрозрачных минералов начинается при меньших значениях P_S и охватывает участки большей площади, чем прозрачных минералов. Характер разрушения непрозрачных минералов аналогичен — в поверхностном слое возникает большое число микротрещин в разных направлениях. Дальнейшее повышение плотности мощности облучения приводит к отделению фрагмента минерала в зоне облучения и образованию кратера. При этом оплавление стенок кратера не обнаружено. Вероятно, высокая скорость нагревания обусловливает такую скорость изменения упругих напряжений в минерале, что развитие трещин и выброс отколовшихся фрагментов происходят практически одновременно.

Таблица 1

Физические показатели исследуемых материалов

Материал	ρ, кг/м^3	C, Дж/(кг · °С)	a, 10^6 м^2/с
Серебро	10 493	235,4	55,40
Стекло	2500	670,0	0,24

Таблица 2

Диаметр зон разрушения некоторых минералов при разной мощности излучения ОКГ

Минерал	Энергия импульса, Дж	P_S, 10^8 Вт/см^2	$D_{ср}$, мкм
Агат полупрозрачный	7,5	78	75
	10,0	104	100
	13,5	140	150
Агат непрозрачный	7,5	78	225
	10,0	104	374
	13,5	140	524
Амазонит	7,5	78	145
	10,0	104	230
	13,5	140	290
Яшма	1,0	1040	270
	2,5	2600	510
	5,0	5200	780

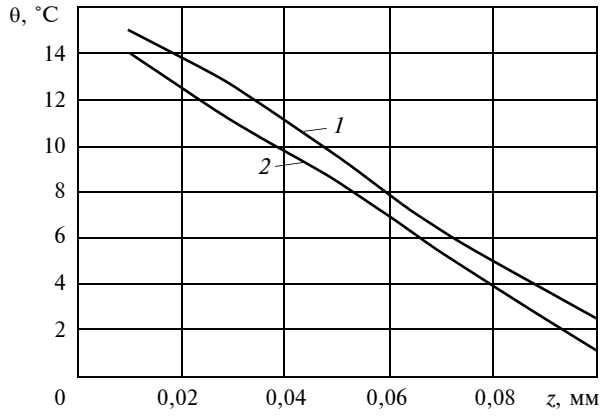


Рис. 2. Распределение растягивающих напряжений σ по глубине *z* стекла при *t* = 6 (*1*) и 5 мс (*2*)

При применении ИЛС важна точность наводки луча, так как попадание части лазерного пучка на минерал при выполнении сварки металла может вызвать его разрушение. Это может произойти если:

диаметр соединяемых участков меньше диаметра луча;

ось луча смещена с металлической детали в сторону минерала (неточность наводки);

на поверхность камня попадает луч оптического квантового генератора (ОКГ), отраженный от металлической поверхности.

Экспериментально оценивали допустимую точность наводки луча на металлический элемент, последовательно смещая его ось в сторону минерала. Установлено, что если энергия излучения составляет 10÷13 Дж, то расстояние от оси луча до кромки металлического элемента не должно быть меньше 0,4 мм. При определении точности наводки также следует учитывать дефокусировку луча, которую применяют для регулирования размера сварной точки. Установлено, что при дефокусировке 3 (диаметр зоны облучения 0,7 мм) и энергии импульса 10÷13 Дж допустимое расстояние оси луча от кромки следует увеличивать на 20÷25 %.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Лазерная** и электронно-лучевая обработка материалов: Справочник / Н. Н. Рыкалин, А. А. Углов, И. В. Зуев, А. Н. Кокора. М: Машиностроение, 1985. 496 с.
2. **Григорьянц А. Г., Шиганов И. Н., Мисюров А. И.** Технологические процессы лазерной обработки / Под ред. А. Г. Григорьянца М.: МГТУ, 2006. 663 с.
3. **Киевленко Е. А., Сенкевич Н. Н.** Геология месторождений поделочных камней. М.: Недра, 1983. 263 с.

УДК 629.782

В. А. АФАНАСЬЕВ, П. В. НИКИТИН, доктора технических наук, О. В. ТУШАВИНА, канд. техн. наук
(МАИ — национальный исследовательский университет), e-mail: solgtu@gmail.com

Поведение титановых сплавов в условиях аэродинамического нагрева гиперзвуковых летательных аппаратов

Проанализированы основные требования к использованию титановых сплавов в конструкциях тепловой защиты гиперзвуковых летательных аппаратов. Установлены причины возгорания титановых сплавов при аэродинамическом нагревании. Предложена математическая модель механизма поверхностного окисления сплавов в высокотемпературном потоке воздуха.

Ключевые слова: гиперзвуковой летательный аппарат, тепловая защита, титановый сплав, возгорание, математическая модель.

The general requirements for the use of titanium alloys in thermal protection structures for hypersonic aircrafts are analyzed. The causes of ignition of titanium alloys in the case of aerodynamic heating are determined. A mathematical model of the mechanism of surface oxidation of alloys in a high-temperature air flow is proposed.

Keywords: hypersonic aircraft, thermal protection, titanium alloy, ignition, mathematical model.

Тепловая защита гиперзвуковых летательных аппаратов (ГЛА) многоразового использования является сложной технической системой [1]. В конструкциях таких систем используются различные металлические и неметаллические теплозащитные материалы [2], имеющие высокую термостойкость. Сегодня для некоторых типов ГЛА рассматривается возможность использования в качестве теплозащитных материалов (ТЗМ) металлических композиционных сплавов на основе титана. Однако титановые сплавы имеют один недостаток — они воспламеняются при достижении определенной температуры поверхности в процессе аэродинамического нагрева. В связи с этим при проектировании тепловой защиты (ТЗ) с использованием элементов конструкций из титановых сплавов необходимо учитывать их способность к возгоранию [3].

Исследования показали, что возгорание определяется множеством факторов, поэтому необходимо прогнозировать нагревание титановых конструкций в экстремальных условиях полета в атмосфере с гиперзвуковой скоростью.

В данной работе проведен анализ результатов экспериментов по выявлению факторов возгорания титановых сплавов в окислительной среде. Разработана и апробирована математическая модель процесса поверхностного окисления титановых сплавов при обтекании конструкции потоком высокотемпературного воздуха.

К материалам многоразового использования, предназначенным для работы в высокотемпературной окислительной среде, предъявляются такие требования, как высокие термостойкость, жаропрочность, степень черноты поверхности и др. В этом плане наиболее перспективными являются тугоплавкие металлы IV—VI групп таблицы Д. И. Менделеева и их сплавы, к которым относится и титан, имеющий высокую температуру плавления. Заметное насыщение структуры титана кислородом начинается только при температурах 670÷900 К (например, сплав ВТ-1)

Проведенные ранее исследования титановых сплавов позволили установить, что поверхностное окисление титана и его сплавов можно разделить на медленное окисление с образованием на поверхности окисной пленки и "взрывное" — цепное окисление (горение). Интенсивность этих процессов зависит от таких факторов, как температуры поверхности конструкции и набегающего потока, парциальное давление окислителя, состав легирующих элементов в сплаве, наличие микротрещин, оголенных и незащищенных поверхностей и др. Например, в работах [4—7] установлено следующее:

1) азот имеет второстепенное значение в образовании окалины на поверхности титана даже при высокой температуре [8]. Поэтому титановые сплавы насыщаются на значительную глубину больше кислородом и меньше азотом. Этот процесс изменяет структурное состояние поверхности сплава вследствие образования оксидов, а не нитридов. В связи с этим газонасыщение оказывает сильное влияние на механические, электрические и технологические свойства материала;

2) скорость окисления весьма небольшая до температуры 750 К [9]. При этом основными факторами окисления являются: диффузия кислорода в металлическую матрицу и диффузия катионов титана в объеме сплава;

3) на интенсивность окисления титановых сплавов сильно влияют наличие аллотропического превращения в кристаллической структуре материала и род легирующих элементов в сплаве;

4) титановые сплавы, насыщенные кислородом, менее подвержены окислению, чем чистый титан [8];

5) легирование титана некоторыми элементами уменьшает его склонность к возгоранию. Например, при умеренном легировании сплав практически сохраняет пластичность титана, и это не влияет на величину критического давления, при котором сплав воспламеняется. При большом содержании легирующих элементов в сплаве (при этом сплав становится хрупким) наблюдается сильное повышение критического давления воспламенения;

6) возгорание титановых сплавов в кислородной среде под давлением происходит только при наличии свежего кристаллического излома или свежих локальных микротрещин. При механической нагрузке на поверхностях титановой конструкции образуются линии сдвигов, по которым развиваются трещины, приводящие к разрушению. Если при этом парциальное давление кислорода в среде значительное, то сохраняется высокая вероятность возгорания титановой конструкции. В этом случае необходимо установить плотность микротрещин на поверхности конструкции, при которой реализуется возгорание материала;

7) нанесение на поверхность титана пленки из не воспламеняющегося в кислородной среде материала с большой пластичностью частично или полностью блокирует доступ кислорода непосредственно к титановому сплаву, что исключает вероятность возгорания. Например, при испытаниях образцов из титанового сплава ВТ5-1 без защитного покрытия местные очаги возгорания в воздушной среде наблюдались уже при давлении 0,7 МПа. При наличии нейтрального к кислороду покрытия образец из того же сплава не возгорался даже при давлении 2 МПа.

Анализ результатов исследований позволил сделать следующие выводы:

легирование титана разными химическими элементами заметно снижает вероятность возгорания, но не исключает его. Этот процесс только повышает уровень критического давления, при котором сплав возгорается. Поэтому остается проблема экспериментального определения критического давления, при котором происходит возгорание титановых сплавов в кислородсодержащих средах;

полностью исключить возгорание поможет нанесение на поверхность изделия из титана эластичных защитных покрытий с такими высокими характеристиками, как адгезия, когезия, износостойкость и др.;

повышение температуры титанового сплава до 1300 К увеличивает вероятность возгорания в силу снижения критического давления возгорания;

уменьшение концентрации кислорода в среде существенно повышает критическое давление возгорания, т. е. значительно снижается вероятность возгорания;

возможно создание титановых сплавов с высокими пластичностью и стойкостью к воспламенению в среде кислорода даже при значительных критических давлениях. Например, интерметаллид TiAl, содержащий 30 % Al, не возгорается в среде кислорода при давлении до 10 МПа.

В работе [10] впервые предложена упрощенная математическая модель процесса поверхностного окисления титановых сплавов в потоке высокотемпературного воздуха. В качестве базовых уравнений математической модели авторы работы использовали уравнения химической кинетики в форме Аррениуса. Решалась задача увеличения толщины δ пленки окисла в функции скорости ω реакции окисления, т. е. $\delta = f(\omega)$. При этом авторами решалась задача прогрева пластины конечной толщины h в одномерной постановке. Было принято, что материал пластины имел высокую теплопроводность λ, что обеспечивало низкий градиент температуры по толщине пластины. Одна поверхность пластины обтекалась высокотемпературным газовым потоком. При этом между потоком и поверхностью пластины осуществлялся конвективный теплообмен. Противоположная поверхность пластины принималась адиабатической, т. е. теплообмен с окружающей средой и поверхностью отсутствовал.

Теплофизические свойства материала по толщине пластины приняты постоянными.

На поверхности металлической пластины, обтекаемой высокотемпературным потоком воздуха, образуется тонкий слой окисла в результате гетерогенной реакции с кислородом.

Ввиду микронной толщины слоя окисла металла его влияние на тепло- и массообмен между высокотемпературным газовым потоком и поверхностью исключалось.

Пограничный слой на поверхности пластины, обтекаемой высокотемпературным потоком воздуха, рассматривался как химически активный. Теплообмен между высокотемпературным потоком и пластиной авторы работы [10] представляли законом конвективного теплообмена Ньютона в виде:

$$q = \alpha(T_e - T_w), \qquad (1)$$

где α — коэффициент теплоотдачи; T_e — температура восстановления потока; T_w — температура газа при температуре поверхности.

Все указанные выше особенности постановки и решения задачи в работе [10] авторы данной статьи считают некорректными. Анализ результатов ра-

боты [10] показал, что главный недостаток решения задачи в такой постановке — не учет процесса доставки кислорода в зону реакции, к поверхности металлической пластины. Как известно, таким процессом является диффузия молекул (атомов) кислорода поперек пограничного слоя к поверхности. Другими словами, в работе [10] не учитывались протекающие в пограничном слое процессы тепло- и массообмена, определяющие его химическую активность, а следовательно, и интенсивность реакции поверхностного окисления металла.

В связи с этим авторами данной статьи проведено решение аналогичной задачи, но в строгой постановке, суть которой заключается в следующем. Анализируется задача обтекания пластины из титанового сплава высокотемпературным потоком воздуха. Под определением "высокотемпературный поток" принято понимать диссоциированный поток воздуха, в компонентный состав которого входят молекулы и атомы кислорода и азота, т. е. O_2, N_2, NO, O и N. Такой состав воздух приобретает при полете ЛА в атмосфере с гиперзвуковой скоростью ($M \geq 5$—6). При этом в объеме пограничного слоя, образовавшегося на поверхности пластины, протекают химические реакции диссоциации молекул и рекомбинации атомов. В теории конвективного теплообмена при гиперзвуковых скоростях полета такой пограничный слой называется химически активным. Поэтому уравнение Ньютона в форме (1) требует модификации и принимает вид:

$$q_{\text{конв}} = (\alpha/C_p)_0(I_e - I_w), \qquad (2)$$

где $(\alpha/C_p)_0$ — параметр теплообмена; C_p — изобарная теплоемкость воздуха; I_e — энтальпия восстановления; I_w — энтальпия воздуха при температуре стенки.

Авторы данной статьи проанализировали недостаток в постановке задачи, отмеченный в работе [10], и составили математическую модель процесса тепло- и массообмена в виде системы нелинейных дифференциальных уравнений в частных производных, представляющих математическую модель химически активного пограничного слоя (в статье не приводится). Подобная модель и алгоритм ее решения приведены в работе [11], в которой анализируется диффузионное горение углеродных теплозащитных материалов в потоке высокотемпературного воздуха. В новой постановке решение задачи позволяет определить диффузионный поток кислорода в зону окисления титана, который описывается законом диффузии Фика в виде:

$$g_i = -\rho_{\text{см}} D_{ij} \frac{\mathrm{d}C_i}{\mathrm{d}y},$$

где g_i — диффузионный поток атомов кислорода и азота к поверхности пластины; $\rho_{\text{см}}$ — плотность смеси компонентов воздуха у поверхности пластины; D_{ij} — коэффициент бинарной диффузии i-х атомов кислорода и азота относительно j-х молекул кислорода и азота; $\mathrm{d}C_i/\mathrm{d}y$ — градиент концентрации атомов кислорода и азота в пограничном слое, который определяется из решения уравнения диффузии, имеющего для плоского химически активного пограничного слоя вид:

$$\rho u \frac{\mathrm{d}C_i}{\mathrm{d}y} + \rho v \frac{\mathrm{d}C_i}{\mathrm{d}y} = \frac{\mathrm{d}}{\mathrm{d}y}\left(\rho D_{ij} \frac{\mathrm{d}C_i}{\mathrm{d}y}\right) + \omega_i, \qquad (3)$$

где ω_i — скорость экзотермической реакции окисления, u и v — составляющие скорости по осям x и y.

Таким образом, решение уравнения диффузии (3) при соответствующих граничных условиях позволило определить диффузионный поток g_i массы кислорода в зону окисления металла, который является одним из граничных условий решения задачи поверхностного окисления металла. При этом в уравнении (3) скорость ω_i реакции окисления получена из решения уравнения химической кинетики вида:

$$D\omega^n = K\mathrm{d}\tau,$$

где $\mathrm{d}\tau$ — время реакции; n — показатель степени реакции; $K = A\exp(-E/RT)$ — коэффициент, представляемый уравнением Аррениуса. Здесь A — экспоненциальный множитель, который в общем случае представляется функцией концентрации атомов кислорода в пограничном слое у поверхности пленки окисла; E — энергия активации процесса; R — газовая постоянная диссоциированного воздуха; T — абсолютная температура в зоне реакции.

Поскольку при постановке задачи принято, что теплопроводность $\lambda_{\text{м}}$ материала пластины велика, то распределение температуры по толщине h тонкой пластины — величина постоянная. Тогда конвективный тепловой поток $q_{\text{конв}}$, подведенный к поверхности пластины, полностью расходуется на нагревание 1 м^2 пластины, т. е.:

$$q_{\text{конв}} = q_{\text{пл}} = \rho c \delta(\Delta T/\tau), \qquad (4)$$

где ρ и c — соответственно плотность и удельная теплоемкость материала пластины; h — толщина пластины; ΔT — изменение температуры 1 м^2 пластины за время τ нагрева.

Далее, используя соотношения (2) и (4), просто записать уравнение баланса тепловых потоков в виде:

$$(\alpha/C_p)_0(I_e - I_w) = \rho c h(\Delta T/\tau). \qquad (5)$$

Соотношение (5) представляет уравнение баланса плотностей тепловых потоков на поверхности пластины.

При гиперзвуковых скоростях полета тепловой поток на поверхности пластины может быть комплексным и представлять собой сумму конвективного и лучистого тепловых потоков. При этом лучистый тепловой поток является результатом излучения ударной волны, образовавшейся перед гиперзвуковым ЛА, а также излучения сжатого и пограничного слоев.

Тогда в безразмерном виде уравнение баланса теплоты на поверхности пластины можно записать в виде:

$$\bar{Q}_w = [\bar{k}(\bar{\theta}_{\text{газ}}) + \bar{\sigma}(\bar{\theta}_{\text{газ}}^4 - \bar{\theta}_w^4)] \times \times \bar{\delta}^{n-1}\exp(1/\bar{\theta}_{\text{газ}}) + 1, \quad (6)$$

где $\bar{\theta}_{\text{газ}} = RT_{\text{газ}}/E$ — безразмерная температура газового потока; $\bar{\theta}_w = RT_w/E$ — безразмерная температура газа у стенки; $\bar{k} = (\alpha/C_p)_0(\rho h)^{-1}\frac{n}{A}\left(\frac{\rho chE}{R_{\text{газ}}Q_{\text{хим}}}\right)^n$ — безразмерный коэффициент теплопередачи; $\bar{\delta} = R_{\text{O}}Q_{\text{хим}}g_{\text{O}}/\rho_{\text{Ti}}\delta_{\text{пл}}E$ — безразмерная толщина пленки образовавшегося окисла титана; $\bar{\sigma} = \sigma_0\varepsilon_w E^2\bar{k}/Ra$ — безразмерная константа излучения пластины. Здесь $T_{\text{газ}}$ — температура набегающего потока; $(\alpha/C_p)_0$ — параметр теплообмена; σ_0 — постоянная Больцмана; ε_w — приведенная степень черноты поверхности материала пластины; $Q_{\text{хим}}$ — теплота реакции окисления титана; g_{O} — диффузионный поток кислорода к поверхности.

Далее формулу (6) использовали для численного интегрирования математической модели. Зависимость безразмерной толщины $\bar{\delta}$ пленки окисла от безразмерного времени $\bar{\tau}$ представили дифференциальным соотношением:

$$\frac{d\bar{\delta}}{d\bar{\tau}} = \left[\bar{\delta}^{n-1}\exp\left(\frac{1}{\bar{\theta}_w}\right)\right]^{-1}, \quad (7)$$

где $\bar{\tau} = \tau_0\frac{A}{n}\left(\frac{RQ_{\text{хим}}}{\rho chE}\right)^n$ — безразмерное время окисления.

С использованием формулы (7) выполнили расчеты для нескольких значений параметров $\bar{\theta}_{0w}$, $\bar{\delta}_0$, $\bar{k}$ (индекс 0 — значение параметра в начальный момент обтекания пластины потоком). В расчетах порядок скорости окисления приняли квадратичным, т. е. в формуле (6) и следующих формулах $n = 2$. Излучением при этом пренебрегалось.

Зависимости безразмерной температуры $\bar{\theta}_w$ от безразмерной толщины $\bar{\delta}$ пленки приведены на рис. 1. Зависимости *6—8* получены при больших значениях параметра $\bar{k}$ и показывают, что температура металла сначала повышается до некоторого максимального значения, а затем снижается. В этом случае, очевидно, имеет место нагрев пластины теплотой, выделившейся в ходе интенсивной реакции окисления.

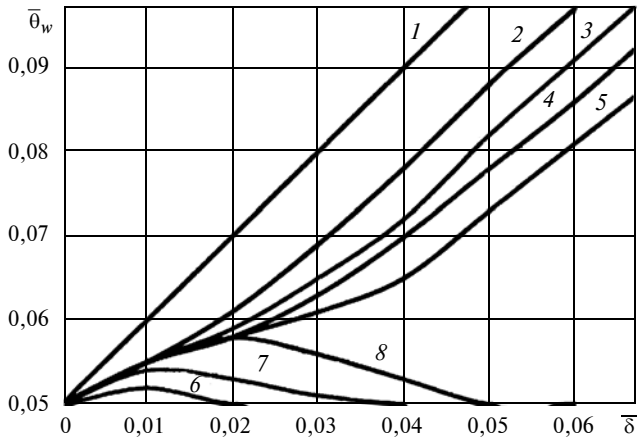


Рис. 1. Зависимости температуры $\bar{\theta}_w$ поверхности пластины металла от толщины $\bar{\delta}$ пленки окисла при $\bar{k}$ = 0 (*1*), 0,0001 (*2*), 0,000112 (*3*), 0,000116 (*4*), 0,000118 (*5*), 0,00025 (*6*), 0,00014 (*7*), 0,00012 (*8*) и параболическом законе окисления (θ_0 = 0,05; $\bar{\delta}_0$ = 0,005)

При дальнейшем течении реакции толщина пленки увеличивается. Это, в свою очередь, снижает скорость реакции, а следовательно, уменьшается количество теплоты, выделившееся в процессе окисления металла. В результате температура поверхности уменьшается. В итоге воспламенение и горение металла исключаются.

Таким образом, повышение температуры поверхности металла на начальной стадии процесса его окисления правомерно и обусловлено интенсивностью реакции, т. е. ее высокой скоростью.

Зависимости *1—5* на рис. 1, полученные при небольших значениях параметра $\bar{k}$, указывают на монотонное повышение температуры металла, что приводит к воспламенению и горению металла при достаточной концентрации кислорода в газовой среде. Полученные зависимости показывают также, что имеет место предельное (критическое) значение $\bar{k}_{\text{кр}}$ параметра $\bar{k}$, которое разделяет процесс интенсивного окисления и воспламенения металла при $\bar{k} < \bar{k}_{\text{кр}}$ и процесс медленного окисления при $\bar{k} > \bar{k}_{\text{кр}}$.

Таким образом, если определить значения параметров $\bar{k}_{\text{кр}}$ для каждого рода металла или сплава, можно установить область параметров набегающего потока, при которых металл не воспламеняется.

Зависимости толщины $\bar{\delta}$ пленки окисла от безразмерного времени $\bar{\tau}$ приведены на рис. 2. Приведенные зависимости $\bar{\delta} = f(\bar{\tau})$ также определяются величиной параметра $\bar{k}$. Так, характер зависи-

мостей *7—12* на рис. 2, полученых при больших значениях $\bar{k}$, указывает на то, что с увеличением $\bar{\tau}$ скорость окисления уменьшается. Для зависимостей *1—6*, наоборот, скорость окисления с увеличением времени интенсивно растет, что в итоге вызывает воспламенение металла.

Из приведенных данных следует, что металл интенсивно воспламеняется при $\bar{k} < \bar{k}_{кр}$. Поэтому определение $\bar{k}_{кр}$ для разных значений $\bar{\theta}_0$ и $\bar{\delta}_0$ представляет практический интерес.

Обработка полученных данных позволила получить зависимость $\bar{k}_{кр} = f(\bar{\theta}_0, \bar{\delta}_0)$. Результаты расчета приведены в виде зависимостей на рис. 3, анализируя которые, легко установить как безопасную зону возгорания металла, так и опасную зону его воспламенения.

Расчеты показали, что на процесс воспламенения титановых сплавов большое влияние оказывает температура набегающего потока. Например, с повышением температуры потока критическое значение $\bar{k}_{кр}$ увеличивается, следовательно, область воспламенения значительно расширяется.

Как отмечалось, параметр $\bar{k}_{кр}$ по определению является безразмерным комплексом, который при порядке скорости реакции окисления металла, соответствующей квадратичной параболе ($n = 2$), описывается зависимостью

$$\bar{k}_{кр} = \frac{2(\alpha/C_p)_0 \rho c \delta}{A}\left(\frac{E}{RQ_{хим}}\right)^2. \qquad (8)$$

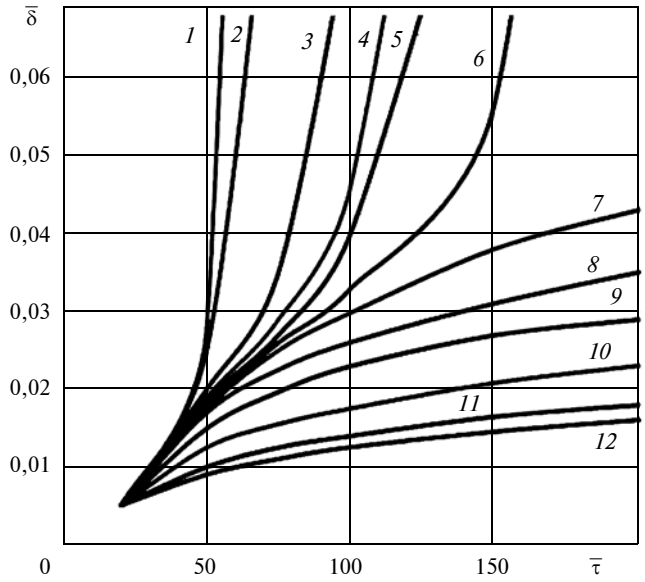


Рис. 2. Зависимости безразмерной толщины $\bar{\delta}$ пленки окисла от времени $\bar{\tau}$ при $\bar{k}$ = 0,001 (*1*), 0,003 (*2*), 0,008 (*3*), 0,010 (*4*), 0,011 (*5*), 0,013 (*6*), 0,015 (*7*), 0,018 (*8*), 0,02 (*9*), 0,03 (*10*), 0,05 (*11*), 0,10 (*12*) и параболическом законе окисления (θ_0 = 0,07; $\bar{\delta}_0$ = 0)

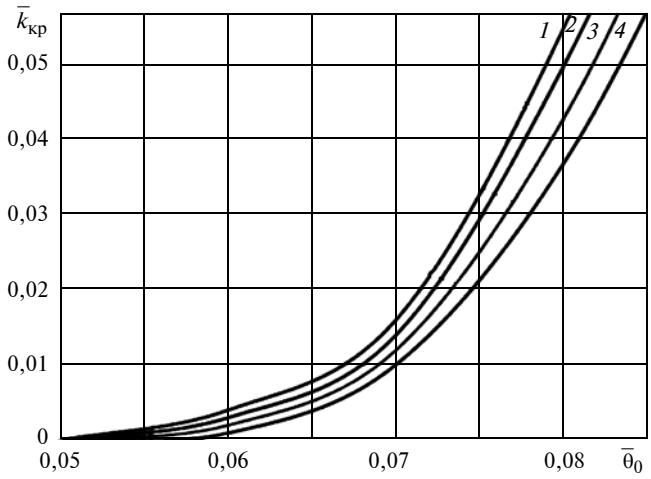


Рис. 3. Зависимости параметра $\bar{k}_{кр}$ от начальной температуры $\bar{\theta}_0$ стенки, равной температуре набегающего потока, при толщине стенки $\bar{\delta}$ = 0 (*1*), 0,001 (*2*), 0,002 (*3*), 0,005 (*4*)

Согласно уравнению (8) величина $\bar{k}_{кр}$ возрастает с увеличением параметра теплообмена $(\alpha/C_p)_0$, тепловой активности металла ($\rho c \delta$) и энергии E активации. Однако $\bar{k}_{кр}$ уменьшается с увеличением предэкспоненциального множителя A и теплоты $Q_{хим}$ реакции. Величины параметров E, $Q_{хим}$ и A определяются степенью легирования сплава титана, т. е. изменяя значения этих параметров, можно управлять интенсивностью реакции окисления и даже процессом воспламенения путем технологических процедур, т. е. целенаправленной разработкой компонентного состава сплава. Параметр теплообмена $(\alpha/C_p)_0$ определяется режимами обтекания пластины газовым потоком. Тепловая активность материала ($\rho c \delta$) определяется его теплофизическими свойствами и толщиной пластины. Это позволяет, варьируя этими параметрами, также избежать воспламенения.

Очевидно, что процесс окисления зависит не только от скорости химической реакции, определяемой температурой, но и от градиента концентрации кислорода в пограничном слое, т. е. от интенсивности диффузионного потока кислорода в зону реакции. В этом случае процесс окисления поверхности описывается дифференциальным уравнением вида:

$$\frac{d\omega}{d\tau} = St_e \rho_e u_e C_O. \qquad (9)$$

В уравнении (9) критерий Стантона по определению имеет вид:

$$St_e = \frac{g_O}{\rho_e u_e (C_{eO} - C_{wO})},$$

где ρ_e — плотность газа; u_e — скорость набегающего потока на внешней границе пограничного слоя;

$C_{e\mathrm{O}}$ — концентрация кислорода на внешней границе пограничного слоя; $C_{w\mathrm{O}}$ — концентрация кислорода на поверхности; g_{O} — диффузионный поток кислорода к поверхности, который определяется законом Фика в виде:

$$g_{\mathrm{O}} = \rho_{\text{см}} D_{ij} \frac{\mathrm{d}C_{\mathrm{O}}}{\mathrm{d}y}.$$

При низких температурах интенсивность окисления металла зависит от скорости гетерогенной химической реакции. В этом случае скорость увеличения толщины пленки окисла на поверхности пластины представляется соотношением:

$$\frac{\mathrm{d}\bar{\delta}}{\mathrm{d}\tau} = kc\frac{RQ_{\text{хим}}}{C_{p\mathrm{O}}E}, \qquad (10)$$

где $C_{p\mathrm{O}}$ — изобарная теплоемкость кислорода.

При расчете окисления поверхности титанового сплава с использованием формул (7) и (10) следует учитывать условие:

$$\frac{\mathrm{d}\bar{\delta}}{\mathrm{d}\tau} \le \left(\frac{\mathrm{d}\bar{\delta}}{\mathrm{d}\tau}\right)_{\text{пр}}, \qquad (11)$$

где $\left(\frac{\mathrm{d}\bar{\delta}}{\mathrm{d}\tau}\right)_{\text{пр}}$ определяется уравнением (10).

Знак равенства в условии (11) означает, что окисление металла ограничивается диффузией кислорода к поверхности, т. е. окисление поверхности титанового сплава реализуется при постоянной скорости. Расчеты показали, что при достаточно длительном процессе окисления ($\tau \to \infty$) температура поверхности пластины может стремиться к бесконечному значению ($T \to \infty$). Однако в действительности предельная температура поверхности ограничивается температурой плавления металла.

Проведенный анализ показал, что при высокой начальной температуре окисление поверхности титанового сплава протекает с большей скоростью, т. е. при воспламенении металла не будет ощущаться недостатка кислорода. Например, на воздухе горение титановых сплавов может продолжаться до полного сгорания конструкции. Процесс окисления может затухать лишь при весьма небольших массовых концентрациях $C_{e\mathrm{O}}$ кислорода в газовой среде, которые рассчитываются с использованием соотношения:

$$C_{e\mathrm{O}} \approx C_p T_e / Q_{\text{хим}}. \qquad (12)$$

Таким образом, процесс интенсивного горения титановых сплавов в большой степени зависит от массовой концентрации кислорода в газовой смеси и его диффузии в зону окисления. Кроме того, для окисления с воспламенением требуется определенный минимум кислорода, задаваемый соотношением (12).

Результаты проведенного исследования позволили установить основные факторы, определяющие развитие процесса возгорания титановых сплавов, к которым относятся:

концентрация кислорода на внешней границе пограничного слоя, определяемая соотношением (12);

скорость диффузии кислорода к поверхности;

отсутствие на поверхности титанового сплава защитной окисной пленки;

температура набегающего потока;

интенсивность процесса конвективного теплообмена, т. е. величина параметра тепло- и массообмена $(\alpha/C_p)_0$;

род титанового сплава;

толщина δ стенки конструкции;

начальная толщина пленки окисла;

начальная температура поверхности металла.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Керножицкий В. А., Колычев А. В., Макаренко А. В.** Разработка методики расчета многоэлементной термоэмиссионной тепловой защиты гиперзвуковых летательных аппаратов // Труды МАИ. 2014. Вып. 75. http://trudymai.ru/published.php?ID=49687
2. **Перспективная** теплозащитная конструкция возвращаемых космических аппаратов с металлическим силовым элементом / В. Г. Тихий, В. В. Гусев, А. М. Потапов и др. // Сб. науч. тр. Национального космического института им. Н. Е. Жуковского "Вопросы проектирования и производства летательных аппаратов". Харьков: ХАИ, 2014. С. 28—43.
3. **Пожаробезопасные** титановые сплавы и особенности их применения / Н. А. Ночовная, Е. Б. Алексеев, А. Ю. Изотова, А. В. Новак // Титан. 2012. № 4. viam.ru/public/files/2012/2012-206003.pdf
4. **Глазунов С. Г., Ясинский К. К.** Титановые сплавы для авиационной техники и других отраслей промышленности // Технология легких сплавов. 1993. № 7—8. www.viam.ru/public.
5. **Ревякин А. В.** Влияние легирующих добавок на кинетику окисления титана // Титан и его сплавы. Сб. статей "Металлургия титана". М.: Изд-во АН СССР, 1962. Вып. 8. С. 191—206.
6. **Моро Ж., Бернар Ж.** Окисление металлов. М.: Металлургия, 1968. Т. 1. С. 328—346.
7. **Федоров В. Н., Борисова Е. А., Королева Н. Б.** Легирование и термическая обработка титановых сплавов // Сб. статей ОНТИ. М.: Изд-во АН СССР, 1977. С. 56—64.
8. **Корнилов И. И., Глазова В. В.** Взаимодействие тугоплавких металлов переходных групп с кислородом. М.: Наука, 1967. 255 с.
9. **Цвикер У.** Титан и его сплавы. М.: Металлургия, 1979. 512 с.
10. **Котляр Я. М., Стриженов Д. С., Совершенный В. Д.** Методы и задачи тепломассообмена: Учебник. М.: Машиностроение, 1987. 358 с.
11. **Никитин П. В.** Тепловая защита: Учебник. М.: МАИ, 2006. 512 с.

УДК 621

В. А. СУРКОВ, канд. техн. наук (КНИТУ, г. Казань), e-mail: Surkov-v@inbox.ru

Аналитический обзор основных методов получения интерметаллидных композиционных материалов

Представлен обзор методов получения интерметаллидов и соединений p-, d-металлов.

Ключевые слова: интерметаллическое соединение, группа, фаза, фактор, твердый раствор.

An overview of the methods for obtaining of intermetallic compounds and p- and d-metal compounds is presented.

Keywords: intermetallic compound, group, phase, factor, solid solution.

Интерметаллические соединения существуют только в кристаллическом виде. В них нельзя выделить отдельные молекулы, их невозможно без потери индивидуальности расплавить или растворить, они не существуют в газовой фазе, кроме того, их физико-химические свойства существенно отличаются от свойств составляющих компонентов. По химическим свойствам интерметаллиды определенного состава отличаются не только от образующих их металлов, но и от интерметаллидов того же элементного состава с иным соотношением компонентов [1—3].

В настоящее время нет общей теории, устанавливающей факторы, обеспечивающие стабилизацию получения тех или иных интерметаллических соединений. Поиск таких факторов осуществляется следующим образом:

устанавливаются группа систем и устойчивость интерметаллических фаз, связанных влиянием определенного фактора;

анализируется влияние этого фактора в других системах, где оно не столь очевидно.

Установлены три фактора:

концентрация электронов — отношение общего числа валентных электронов (e) к общему числу атомов (a) в элементарной ячейке;

максимальное заполнение пространства, т. е. формирование предельно плотных упаковок или структур с высоким координационным числом;

различие электроотрицательностей компонентов.

Значение последнего фактора невелико, явно оно проявляется только в небольшой группе фаз Цинтля [4] соединений активных металлов (щелочных, щелочноземельных, магния и алюминия) с Fe, Ge, Sn, Pb и Bi [5, 6].

В работе [7] показано, что фазы с одинаковой концентрацией электронов (e/a) имеют близкие кристаллические структуры. Для фаз с концентрацией электронов 3/2, называемых β-фазами, в разных системах характерна одна из трех структур: объемно-центрированная кубическая (ОЦК) (системы Fe—Al, Cu—Zn, Cu—Al, Cu—Sn); типа β-Mn (Cu—Si, Ag—Al, Au—Al); гексагональная (Ag—Zn, Cu—Si, Ag—Sn).

Фазы с концентрацией электронов 21/13 имеют сложную кубическую структуру γ-латуни, а при $e/a = 7/4$ образуются ε-фазы с гранецентрированной плотно упакованной (ГПУ) структурой. Фазы β, γ и ε получили название электронных соединений.

При благоприятном размерном факторе (в данном случае ГПУ) образование и устойчивость определенной кристаллической структуры зависят в основном от концентрации электронов, точнее от числа электронов в элементарной ячейке.

Наиболее многочисленный класс составляют интерметаллические соединения p-, d-металлов, для которых кроме трех указанных стабилизирующих факторов большое значение имеет отношение атомных радиусов компонентов.

Устойчивость твердых растворов, как одного из типов интерметаллических соединений, определяют перечисленные выше факторы. При близкой электроотрицательности элементов и благоприятном размерном факторе (межатомном расстоянии в кристаллической решетке) основным параметром, влияющим на предельную растворимость, является концентрация электронов. Количественная теория растворимости многовалентных элементов в металлах группы меди основана на представлении о заполнении первой зоны Бриллюэна электронами в гранецентрированной кубической (ГЦК) структуре кристалла [6].

Теоретически (с учетом концентрации электронов) существование твердого раствора возможно в широком диапазоне концентраций, в которых, однако, получение такого раствора определяется в основном размерным фактором. Эмпирически установлено, что при диаметре атома растворенного элемента на 14÷15 % больше диаметра атома растворителя размерный фактор неблагоприятен и область существования твердого раствора ограничена [7]. Надежного теоретического обоснования порогового значения 15 % до сих пор нет. Кинг рассчитал размерные факторы для 469 твердых растворов замещения и подтвердил указанное пороговое значение.

Таким образом, для термодинамически равновесных интерметаллических фаз эмпирическим путем установлены основные факторы, влияющие на их образование и устойчивость.

В последние годы активно развивается механохимический метод синтеза интерметаллических соединений [1]. Метод перспективен для синтеза равновесных и метастабильных фаз, пересыщенных твердых растворов и аморфных фаз, и позволяет получать интерметаллиды из компонентов с очень высокими температурами плавления и кипения (например, $MoSi_2$), а также из компонентов с большой разностью этих температур (например, в системе Mg—Ti температура кипения Mg ниже температуры плавления Ti). Механохимический метод позволяет вводить в бинарную систему третий компонент для придания интерметаллидам особых свойств. Особенностью веществ, полученных этим методом, является их высокая дисперсность (в большинстве случаев — это наноразмерные частицы).

В настоящее время одна из основных задач исследований в области механохимического синтеза — установление факторов, определяющих образование и стабильность фаз.

При механохимическом синтезе твердых растворов в системах с положительной энтальпией смешения и большой разностью атомных радиусов максимальная растворимость одного элемента в другом не очень велика по сравнению с аналогичной растворимостью в системах, разность радиусов исходных элементов в которых меньше, а структуры элементов в результате фазовых переходов при механохимической активации могут стать близкими.

В системе Cu—W положительная энтальпия смешения очень большая (35 кДж · моль$^{-1}$), разность атомных радиусов ≈8 %, структурные типы исходных металлов различны (соответственно ГЦК и ОЦК), а температура кипения Cu ниже температуры плавления W. Механохимическим методом в этой системе синтезированы твердые растворы.

Механическое сплавление в системах Cu — 5 мас. % W (1,9 ат.) и Cu — 15 мас. % W (5,2 ат.) показало, что существует неравновесная растворимость как Cu в W, так и W в Cu. Механическое сплавление осуществляли в шаровой мельнице фирмы Frich (тип P-7).

Таким образом, используя механохимический синтез в несмешиваемых в равновесном состоянии системах, можно получать как метастабильные интерметаллические соединения, так и неравновесные твердые растворы. Наиболее значительное расширение диапазона концентраций областей существования пересыщенных твердых растворов, полученных этим методом, по сравнению с областями существования аналогичных растворов, полученных методом закалки, достигается в системах, атомные радиусы исходных компонентов которых близки, а их структурные типы в результате фазовых переходов становятся схожими. Гораздо меньшая растворимость достигается, если несмешиваемость в равновесном состоянии "диктуется" разностью атомных радиусов исходных компонентов. В этом случае закалкой практически никогда не удается получить пересыщенный твердый раствор, а при механохимическом методе достигается некоторая растворимость, хотя значительно меньшая, чем в системах с небольшой разностью атомных радиусов.

Одним из методов получения равновесных интерметаллических соединений являются сплавление с последующей гомогенизацией и спекание интерметаллидов с высокой энтальпией образования — самораспространяющийся высокотемпературный синтез.

Анализ приведенных в технической литературе данных показал, что механохимическим методом можно синтезировать все основные группы интерметаллических соединений. Это электронные соединения: ε- и β-фазы в системах Zn—Ag и Cu—Zn; γ-фаза в системе Cu—Zn; ε- и η-фазы в системе Cu—Sn; η-фаза (Cu_2Sb) и δ-фаза ($Cu_{4.5}Sb$) в системе Cu—Sb, а также фазы Лавеса Fe_2Ti, Mg_2Ni, Mg_2Cu, $MgZn_2$, Fe_2Tb.

Наиболее перспективен механохимический подход к синтезу интерметаллических соединений в тех случаях, когда трудно применить традиционные металлургические методы, в частности, при синтезе силицидов тугоплавких металлов. Например, температура плавления молибдена ($T_{пл\ Mo}$ = 2620 °C) практически равна температуре кипения кремния ($T_{кип\ Si}$ = 2600 °C), а плотности ρ этих элементов различаются более чем в 4 раза (соответственно 10,2 и 2,308 г · см$^{-3}$). Еще больше различаются эти параметры у Si и W ($T_{пл\ W}$ ≈ 3400 °C; ρ_W = = 19,35 г · см$^{-3}$). Взаимодействие таких элементов возможно только за счет реактивной диффузии при очень высоких температурах в течение длительного времени, но даже в этих условиях трудно получить монофазные системы [8].

Однако в некоторых случаях механохимический синтез не удается провести до конца, иногда требуется длительная (многочасовая) механохимическая активация. Установлено, что механохимическая обработка позволяет значительно снизить температуру последующего термического синтеза.

Новый подход, включающий механохимическую активацию и самораспространяющийся высокотемпературный синтез, расширяет круг систем, в которых его можно осуществить, увеличивает диапазон концентраций, позволяет существенно повысить скорость синтеза и провести его в твердофазном режиме. Таким образом были синтезированы интерметаллиды NiTi, NiAl, Ni_3Al, NiGe, Ni_3Si, $FeSi_2$, NbAb, FeA, $MoSi_2$.

В высокоэнергетической шаровой мельнице удалось получить все фазовые композиции в системе Fe—Mn, но границы областей концентраций твердых растворов оказались значительно расширены по

сравнению с границами на равновесной диаграмме состояния. Размеры частиц составили 20÷80 нм.

В настоящее время широко применяется метод компактирования — один из распространенных методов получения интерметаллидов. Фундаментальный интерес к компактным нанокристаллическим материалам обусловлен, прежде всего, удобством их изучения. Данная технология использует метод испарения и конденсации для получения нанокристаллических частиц, осаждаемых на холодную поверхность вращающегося цилиндра. Испарение и конденсация проводятся в атмосфере разреженного инертного газа, как правило, гелия (He). При одинаковом давлении газа переход от гелия к ксенону, т. е. от менее плотного инертного газа к более плотному, сопровождается увеличением размера частиц в несколько раз. Частицы поверхностного конденсата, как правило, имеют огранку. При одинаковых условиях испарения и конденсации металлы с более высокой температурой плавления образуют частицы меньшего размера. Осажденный конденсат специальным скребком снимается с поверхности цилиндра и собирается в коллектор. После откачки инертного газа в вакууме проводится предварительное (под давлением ~1 ГПа) и окончательное (под давлением до 10 ГПа) прессование нанокристаллического порошка.

Исключение контакта нанопорошков с окружающей средой при прессовании позволяет избежать загрязнения компактных нанокристаллических образцов, что очень важно для изучения нанокристаллического состояния металлов и сплавов. Описанная технология может применяться также для получения нанокристаллических соединений; в этом случае испарение металла проводится в кислород- или азотсодержащую атмосферу.

Пористость образцов, полученных компактированием порошков, связана стройными стыками кристаллитов. При уменьшении размера порошков заметно снижается их уплотняемость при одинаковом давлении прессования [9]. Уменьшение и более равномерное распределение пористости достигается прессованием при температуре, еще не приводящей к интенсивной рекристаллизации. Так, обычное спекание высокодисперсного порошка с размером частиц 40÷60 нм при 1370 К в течение 10 с обеспечивает относительную плотность 72 % при среднем размере зерна в спеченном образце 120 нм. Горячее прессование при этой же температуре и давлении 1,6 ГПа позволяет получить спеченный материал с относительной плотностью 87 % и средним размером зерна 130 нм. Снижение температуры спекания до 1320 К и увеличение времени спекания до 5 ч позволило получить компактный материал с относительной плотностью более 99 % и средним размером зерна 85 нм.

Для сохранения небольшого размера зерен в компактных наноматериалах кроме снижения температуры спекания достаточно эффективно применение легирующих добавок, препятствующих быстрому росту зерен. Примером может служить нанокристаллический твердый сплав WC—Co, полученный термическим разложением металлоорганических прекурсоров с последующим карботермическим восстановлением во взвешенном слое, благодаря чему сохраняется высокая дисперсность. Для затормаживания роста зерен и снижения растворимости WC в Co в смесь добавляли 1 масс. % нестехиометрического VC. Полученный из этой нанокристаллической композиции твердый сплав имеет оптимальное сочетание высокой твердости и большой прочности. Каждая нанокомпозитная частица WC—Co размером ≈75 мкм состоит из нескольких миллионов нанокристаллических зерен WC размером менее 50 нм, распределенных в матрице Co. Спеканием нанокомпозитной смеси WC с 6,8 масс. % Co и 1 масс. % VC были получены сплавы, в которых 60 % зерен WC имели размер <250 нм и 20 % — < 170 нм. Еще более тонкозернистую структуру имел сплав, кроме WC содержащий 9,4 масс. % Co, 0,8 масс. % Cr_3C_2 и 0,4 масс. % VC. Даже после спекания при довольно высокой температуре 1670 К в этом сплаве 60 % зерен WC имели размер <140 нм и 20 % — <80 нм. Сравнение с обычным поликристаллическим сплавом показало, что наносплав заметно прочнее и значительно более стоек к разрушению.

Для компактирования нанокристаллических порошков предложен магнитно-импульсный метод. В отличие от стационарных методов прессования импульсные волны сжатия сопровождаются интенсивным разогревом порошка в результате быстрого выделения энергии при трении частиц в процессе компактирования. Для частиц достаточно малых размеров ($d \leq 0{,}3$ мкм) время их прогрева диффузией тепла с поверхности заметно меньше характерной длительности импульсных волн сжатия (1÷10 мкс). При определенных условиях подбором параметров волны сжатия можно реализовать динамическое горячее прессование ультрадисперсного порошка за счет высокой поверхностной энергии последнего. Метод магнитно-импульсного прессования позволяет генерировать импульсные волны сжатия с амплитудой до 5 ГПа и длительностью в несколько микросекунд. Этот метод, основанный на концентрировании силового действия магнитного поля мощных импульсных токов, позволяет относительно просто управлять параметрами волны сжатия, экологически чист и значительно безопаснее динамических методов с использованием взрывчатых веществ. Полученные электровзрывом порошки прессуются магнитно-импульсным методом под давлением 2 ГПа до

плотности 95 % от теоретической. Магнитно-импульсным прессованием получают разной формы изделия, которые в большинстве случаев не требуют дополнительной механической обработки. Применение импульсных давлений обеспечивает более высокую плотность прессовок по сравнению со статическим прессованием. Это указывает на преодоление межчастичных сил при быстром движении порошковой среды.

Результаты магнитно-импульсного прессования нанокристаллических порошков [10] показали, что повышение температуры прессования до ≈900 K более эффективно, чем повышение давления при холодном прессовании. При импульсном давлении 4,1 ГПа и температуре 870 K удалось получить компактные образцы нанокристаллического TiN с размером зерен ≈80 нм и плотностью ≈83 % от теоретической. Снижение температуры прессования до 720 K сопровождалось снижением плотности до 81 %.

Компактные интерметаллические соединения p-, d-металлов получают методом кристаллизации аморфных сплавов, т. е. нанокристаллическая структура создается в аморфном сплаве путем его кристаллизации. Спиннингование — получение тонких лент аморфных металлических сплавов с помощью быстрого (со скоростью $\geq 10^6$ $K \cdot c^{-1}$) охлаждения расплава на поверхности вращающегося диска или барабана, отработано достаточно хорошо. Далее аморфная лента отжигается при контролируемой температуре с целью кристаллизации. Для создания нанокристаллической структуры отжиг проводится так, чтобы образовалось большое количество центров кристаллизации, а скорость роста кристаллов была небольшой. Первой стадией кристаллизации может быть образование мелких кристаллов промежуточных метастабильных фаз. Изучение аморфного сплава на основе Ni показало, что сначала образуются маленькие кристаллы метастабильного сильно пересыщенного твердого раствора фосфора в никеле Ni(P) и только после этого появляются кристаллы фосфидов никеля. Предполагается, что росту кристаллов может препятствовать аморфная фаза.

Нанокристаллическую ленту можно получить и непосредственно в процессе спиннингования, как, например, ленту из сплава $Ni_{65}Al_{35}$, которая состояла из кристаллов интерметаллида NiAl со средним размером зерна ≈2 мкм. Кристаллы имели очень равномерную микродвойниковую субструктуру с характерными размерами в несколько десятков нанометров. Такая субструктура препятствует распространению микротрещин и, тем самым, повышает пластичность и вязкость хрупкого интерметаллида NiAl.

Кристаллизация аморфных сплавов особенно активно изучается в связи с возможностью создания нанокристаллических ферромагнитных сплавов систем Fe—Cu—M—Si—B (где M — Nb, Ta, W, Mo, Zr), имеющих очень низкую коэрцитивную силу и высокую магнитную проницаемость, т. е. мягких магнитных материалов.

На основании изучения тонких пленок сплава Ni—Fe показано, что мягкие магнитные свойства улучшаются при уменьшении эффективной магнитокристаллической анизотропии. Это достигается увеличением числа зерен, участвующих в обменном взаимодействии в тонких магнитных пленках. Иначе говоря, уменьшение размера зерен приводит к росту обменного взаимодействия, уменьшению магнитокристаллической анизотропии и, тем самым, улучшению мягких магнитных свойств. Позднее эта идея реализована экспериментально путем направленной кристаллизации многокомпонентных аморфных сплавов.

Мягкими магнитными материалами являются кремнийсодержащие стали, поэтому первоначально пытались улучшить мягкие магнитные свойства путем кристаллизации аморфных сплавов системы Fe—Si—B с добавками Cu. Однако получить в этой системе сплавы с нанокристаллической структурой не удалось. Только введение в аморфный сплав Fe—Si—B, кроме Cu добавок переходных металлов IV—VII групп, позволило получить такую структуру. Кристаллизация аморфных сплавов Fe—Cu—Nb—Si—B при 700÷900 K позволила получить сплав с однородной нанокристаллической структурой. В этом сплаве в аморфной матрице равномерно распределены зерна ОЦК α-фазы Fe(Si) размером ≈10 нм и кластеры Cu размером <1 нм. Предварительные (перед кристаллизационным отжигом) деформация прокаткой аморфных сплавов Fe—Cu—M—Si—B или их низкотемпературный отжиг позволяют уменьшить размер зерна до ≈5 нм.

В результате кристаллизации быстро затвердевающих аморфных алюминиевых сплавов Al—Cr—Ce—M (где M — Fe, Co, Ni, Cu) с содержанием более 92 ат. % Al образуется структура, содержащая аморфную фазу и выделившиеся в ней икосаэдрические наночастицы, богатые Al. Эти сплавы имеют высокую прочность на растяжение (до 1340 МПа), близкую или превосходящую прочность сталей. Высокая прочность на растяжение объясняется сферической морфологией икосаэдрических наночастиц и наличием вокруг них тонкого слоя алюминия.

Метод интенсивной пластической деформации также нашел свое место при получении компактных интерметаллических соединений p-, d-металлов. Этот метод эффективен для материалов со средним размером зерен ≤100 нм (или субмикрокристаллических (СМК) материалов). Метод получения СМК материалов основан на формировании в результате больших деформаций сильно фрагментированной и разориентированной структуры,

сохраняющей остаточные признаки рекристаллизованного аморфного состояния. Большие деформации материала достигаются разными методами: кручением под квазигидростатическим давлением; равноканальным угловым прессованием; прокаткой; всесторонней ковкой. Суть методов заключается в многократной интенсивной пластической деформации сдвига обрабатываемых материалов, при этом достигается истинная логарифмическая степень деформации $e = 4 \div 7$. Использование интенсивной пластической деформации позволяет наряду с уменьшением среднего размера зерен получать массивные образцы с практически беспористой структурой материала, что не удается достичь компактированием высокодисперсных порошков.

Основная особенность структуры СМК материалов, полученных деформационными методами, — наличие неравновесных границ зерен, которые служат источником больших упругих напряжений. Другим источником напряжений служат тройные стыки зерен. Свидетельством неравновесности являются диффузный контраст границ и изгибные контуры экстинции в зернах, наблюдаемые на электронно-микроскопических изображениях таких материалов. По разным оценкам ширина межзеренных границ в СМК материалах составляет от 2 до 10 нм. Неравновесные границы зерен содержат большое количество дислокаций, а в стыках зерен существуют нескомпенсированные дисклинации. Плотность дислокаций в СМК материалах, полученных интенсивной пластической деформацией, составляет $\approx 3 \cdot 10^{15}$ м$^{-2}$. Отметим, что плотность дислокаций внутри зерен существенно меньше, чем на границах. Дислокации и дисклинации создают дальнодействующие поля напряжений, концентрирующиеся вблизи границ зерен и тройных стыков, и являются причиной избыточной энергии границ зерен. Например, для СМК-Cu со средним размером зерен ≈ 200 нм избыточная энергия межзеренных границ достигает 0,5 Дж $\cdot$ м$^{-2}$. Отжиг деформированного материала приводит к релаксации напряжений и равновесному состоянию границ зерен.

Методом интенсивной пластической деформации получены субмикрокристаллические структуры таких металлов, как Cu, Pd, Fe, Ni, Co, сплавов на основе Al, Mg и Ti. Отмечено, что при одинаковой интенсивности пластической деформации получены разные микроструктуры Ni и Cu: в СМК-Ni большинство зерен имеют размер ≈ 100 нм, тогда как в СМК-Cu размер зерен составляет от 5 до 100 нм и зерна СМК-Cu содержат больше дефектов (дислокаций, двойников), чем зерна СМК-Ni. Это значит, что в СМК-Ni дислокации перераспределяются в энергетически более выгодные конфигурации (ряды дислокаций) уже в процессе интенсивной пластической деформации, тогда как в СМК-Cu перераспределение даже не начинается. Результаты показали, что микроструктура данного материала, полученного интенсивной пластической деформацией, должна сильно различаться на разных стадиях деформирования. Кроме того, микроструктура весьма существенно зависит от вида деформации (давление, сдвиг или кручение) и ее параметров (температуры, величины, скорости и продолжительности).

Интенсивную деформацию применяли для получения СМК структуры не только металлов, сплавов и интерметаллидов с достаточно высокой пластичностью, но и некоторых соединений с большой хрупкостью. Интересно, что после близкой по величине пластической деформации размер зерен в хрупких соединениях был меньше, чем в металлах. Так, в работе [11] методом кручения под квазигидростатическим давлением из крупнодисперсного ($d \approx 2 \div 5$ мкм) порошка нестехиометрического карбида титана $TiC_{0,62}$ впервые получили компактный нанокристаллический образец с размером зерен $\approx 30 \div 40$ нм.

Формирование СМК структуры деформационными методами сопровождается заметными изменениями физических свойств металлов, сплавов и соединений. Металлы с СМК структурой являются удобными модельными объектами для экспериментального исследования межкристаллитных границ благодаря применимости к ним апробированных методов металлофизики и физики твердого тела.

По сравнению с вышеперечисленными методами исследований методов электрофизического воздействия весьма немного. Одним из методов получения интерметаллических соединений p-, d-металлов электрофизическим воздействием является метод воздействия плазмы высокочастотного индукционного (ВЧИ) разряда пониженного давления. Этот метод позволяет варьировать в широких пределах как температуру обработки $20 \div 2000$ °С, так и характеристики ионного потока с энергией ионов $W_i = 10 \div 50$ эВ и плотность ионного тока $J_i = 3 \div 15$ А/м^2, поступающего из плазмы на обрабатываемый материал [8], при рабочем давлении $p = 1{,}33 \div 133$ Па, частоте генератора $f = 1{,}76$ МГц, потребляемой мощности $N = 2 \div 18$ кВт [12].

В работах [13—15] показано что, воздействие плазмы ВЧИ разряда пониженного давления на исходный порошковый образец с соотношением элементов Fe:Al = 70:30 при заданных режимах приводит к образованию интерметаллидов. Регистрацию изменений фазового состава исследуемой системы в процессе обработки образца плазмой ВЧИ и идентификацию вновь образованных соединений осуществляли с помощью рентгеновского фазового анализа. При этом руководствовались следующими положениями:

регистрируемая дифракционная картина, т. е. совокупность угловых положений Θ и, соответст-

Результаты исследования методов получения интерметаллидов p-, d-металлов

№ п/п	Метод получения	Достоинства	Недостатки
1	Механохимический	1. Перспективен для синтеза равновесных и метастабильных фаз, пересыщенных твердых растворов и аморфных фаз. Позволяет получать интерметаллиды из компонентов с очень высокими температурами плавления и кипения. 2. Можно вводить в бинарную систему третий компонент для придания интерметаллидам особых свойств	1. Длительная (многочасовая) механохимическая активация. 2. Большая энергоемкость процесса. 3. Низкая экологичность. 4. Высокая себестоимость
2	Самораспространяющийся высокотемпературный синтез	Получение равновесных интерметаллических соединений	1. Большая энергоемкость процесса. 2. Низкая экологичность. 3. Высокая себестоимость. 4. Низкий временной показатель
3	Деформационные: 1. Иинтенсивная пластическая деформация. 2. Компактирование. 3. Магнитно-импульсное воздействие	1. Получение материалов со средним размером зерна ≤100 нм или СМК материалов. 2. Получение массивных образцов с практически беспористой структурой. 1. Не требуется дополнительная механическая обработка	1. Большая энергоемкость процесса. 2. Низкая экологичность. 3. Высокая себестоимость. 4. Низкий временной показатель. 5. Низкая производительность
4	Кристаллизация аморфных сплавов	Получение тонких пленок разных сплавов	1. Локальность применения. 2. Высокая себестоимость. 3. Большая энергоемкость процесса. 4. Низкий временной показатель. 5. Низкая производительность
6	Электрофизический 1. Воздействие плазмы ВЧИ разряда пониженного давления	1. Сравнительно низкая энергоемкость. 2. Высокая экологичность процесса. 3. Высокий временной показатель. 4. Создание высокочистых соединений	1. Локальность применения. 2. Высокая себестоимость. 3. Низкая производительность

венно, межплоскостных расстояний d_{hkl}, форма профиля и интенсивность $J(\Theta)$ рефлексов, характеризует данное кристаллическое вещество и является диагностической;

дифрактограмма (рентгеновский спектр) конкретного вещества образуется независимо от присутствия в смеси других составляющих;

смесь нескольких индивидуальных химических соединений дает рентгеновский профиль, являющийся суммой (наложением) дифракционных картин каждого индивидуального вещества.

На основании исследования дифрактограммы, рентгенографического анализа и электронной микроскопии в работах [13, 15, 16] доказано, что методом плазмы ВЧИ разряда пониженного давления получены интерметаллиды на основе порошкового предшественника, содержащего элементны α-Fe и Al в определенном фиксированном соотношении.

Результаты исследования методов получения интерметаллидов p-, d-металлов представлены в таблице. Анализ основных методов получения интерметаллидных композиционных материалов показал перспективность дальнейшего исследования воздействия плазмы ВЧИ разряда пониженного давления.

БИБЛИОГРАФИЧЕКИЕ ССЫЛКИ

1. **Григорьева Т. Ф., Баринова А. П., Ляхов Н. З.** Механохимический синтез интерметаллических соединений // Успехи химии. 2001. Т. 70. Вып. 1. С. 52—71.
2. **Самсонов Г. В., Дворина Л. А., Рудь Б. М.** Силициды. М.: Металлургия, 1979. 487 с.
3. **Вол А. Е.** Строение и свойства двойных металлических систем. М.: Физматгиз, 1959. 607 с.
4. **Соколовская Е. М., Гузеи Л. С.** Металлохимия. М.: Изд-во МГУ, 1986. 264 с.
5. **Баррет Ч. С., Масальский Т. Б.** Структура металлов. М.: Металлургия, 1984. 344 с.
6. **Уманский Я. С., Скаков Ю. А.** Физика металлов. М.: Атомиздат, 1978. 352 с
7. **Юм-Розери В.** Введение в физическое металловедение. М.: Металлургия, 1965. 204 с.
8. **Самсонов Г. В., Дворина Л. А., Рудь Б. М.** Силициды. М.: Металлургия, 1979. 272 с.
9. **Андриевский Р. А.** Порошковое материаловедение. М.: Металлургия, 1991. 205 с.
10. **Иванов В. В., Вихрев А. Н., Ноздрин А. А.** Прессуемость наноразмерных порошков Al_2O_3 при магнитно-импульсном нагружении // Физика и химия обработки материалов. 1997. № 3. С. 67—71.
11. **Ремпель А. А., Гусев А И., Мулюков Р. Р.** Химия твердого тела и новые материалы. Екатеринбург: Институт химии твердого тела УрО РАН, 1996. Т. 1. 244 с.
12. **Абдуллин И. Ш., Желтухин В. С.** Применение ВЧ плазмы пониженного давления для газонасыщения по-

УДК 004.942:621.74.01

А. В. МОНАСТЫРСКИЙ, канд. техн. наук (АО "СиСофт", г. Москва), e-mail: avmon@mail.ru

Высокоэффективное проектирование литейной технологии фасонной отливки из магниевого сплава. Часть 2. Прогнозирование и устранение трещин

Рассматривается прогнозирование возникновения и устранение трещин в отливке "рама" из сплава МЛ5пч на основе магния, полученной литьем в песчаную форму. Приведены модель расчета напряжений и результаты расчета напряженно-деформированного состояния отливки в зависимости от конструкции литниково-питающей системы.

Ключевые слова: моделирование, литье, литниково-питающая система, трещина.

The forecasting of occurrence and elimination of cracks in the molding "frame" from the "МЛ5пч" alloy on the basis of magnesium, obtained by casting into a sand mold, is considered. The stress calculation model and the results of calculating the stress-strain state of the casting are presented, depending on the design of the sprue-feeding system.

Keywords: modeling, casting, sprue-feeding system, crack.

В работе [1] рассматривались основные этапы разработки технологии получения отливки "Рама" из легкого сплава на основе магния: выбор литниковой системы, компьютерное моделирование усадочной пористости, изготовление пробной партии отливок и результаты ее контроля. В данной статье рассматриваются: модель расчета напряжений, расчет механических свойств сплава и результаты расчета напряженно-деформированного состояния (НДС) в зависимости от конструкции литниково-питающих систем (ЛПС). Работа выполнена ООО ПКФ "Технология" совместно с Группой компаний CSoft, которая является разработчиком и дистрибьютором решений в области моделирования литья металлов.

Опытная партия отливок "Рама" изготовлена на одном из предприятий АО "Вертолеты России" из сплава МЛ5пч на основе магния методом гравитационного литья в песчаную форму, изготовленную из холоднотвердеющей смести по альфа-сет процессу. Отливка представляет собой тонкостенную конструкцию со средней толщиной стенки 8÷10 мм и многочисленными ребрами жесткости (рис. 1, *а*). Полость формы заполняется расплавом через стояк и два коллектора с щелевыми питателями (рис. 1, *б*). По мере заполнения отливки заполняется и кольцевая прибыль, предназначенная для компенсации усадки через щелевые питатели. Параметры ЛПС подтверждены моделированием заполнения формы расплавом, затвердевания и формирования усадочной пористости в СКМ ЛП "ПолигонСофт" [2].

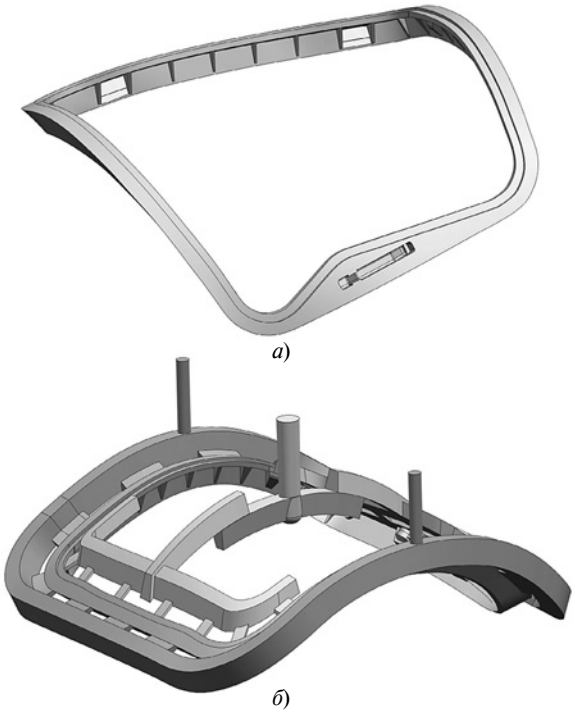


Рис. 1. Модели отливки "Рама" (*а*) и литейного блока (*б*)

(Окончание статьи. Начало см. на стр. 55)

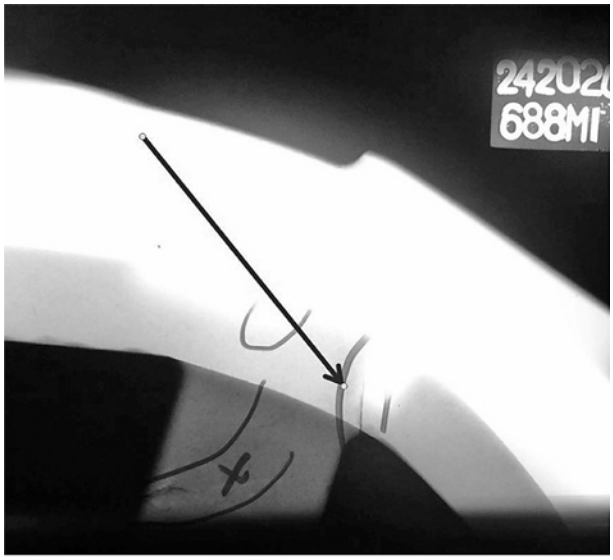
верхности металлов // Вестник Казанского ТУ. 2003. № 1. С. 172—179.

13. **Создание** новых дисперсных композиционных материалов на основе порошковых систем Al-3dM с использованием электрофизической обработки / В. А. Сурков, И. Ш. Абдуллин, А. Ф. Дресвянников и др. // Перспективные материалы. 2013. № 5. С. 79—83.

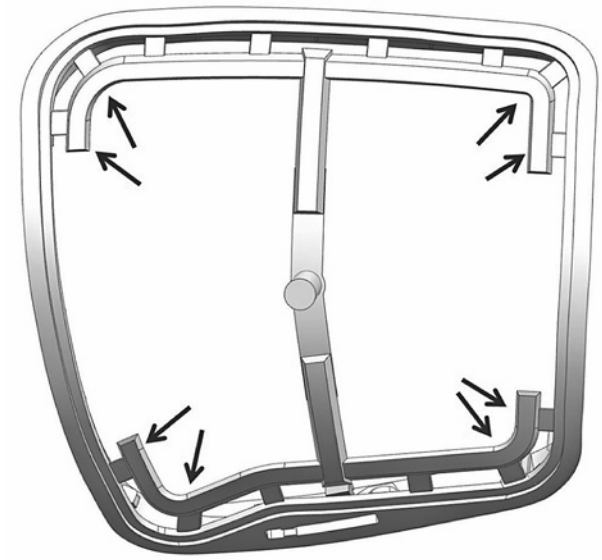
14. **Сурков В. А.** Механические свойства интерметаллидных материалов на основе системы Fe—Al при воздействии плазмы высокочастотного индукционного разряда пониженного давления // Заготовительные производства в машиностроении. 2012. № 8. С. 41—43.

15. **Сурков В. А.** Создание интерметаллидных композиционных порошковых материалов системы систем Al—3dMe // Вестник двигателестроения. Запорожье АО "Мотор СИЧ". 2013. № 1. С. 121—126.

16. **Сурков В. А.** Анализ структуры и фаз интерметаллических соединений материалов на основе порошковых систем p, d-металлов // Вестник Казанского ТУ. 2013. № 6. С. 33—38.



а)



б)

Рис. 2. Рентгенограмма трещины в отливке "Рама" (*а*) и расположение трещин в коллекторе (*б*)

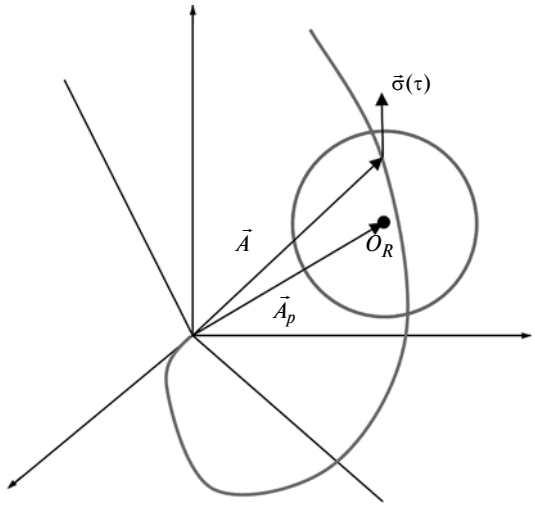


Рис. 3. Пятимерное пространство девиатора тензора деформаций

Исследование отливок подтвердило правильность выбранной конструкции ЛПС по усадочной пористости — отливки успешно прошли рентгенографический контроль. Однако все опытные отливки имели трещины в местах подвода расплава через щелевые питатели (рис. 2, *а*). При этом щелевые питатели, идущие от отливки к прибыли, подобных дефектов не имели. Трещины образовались в восьми питателях, расположенных в местах сгибов питающих коллекторов, на рис. 2, *б* показаны стрелками. Для устранения дефектов провели серию дополнительных расчетов. В результате изменили размеры, число и положение этих питателей на коллекторах, изменили и сами коллекторы, через которые подается расплав. На примере данной ситуации покажем, как рассчитать остаточные напряжения в отливке и определить области, в которых они могут привести к разрушению.

Модель расчета НДС отливки, применяемая в СКМ ЛП "ПолигонСофт", разработана коллективом авторов [3] на основании теории малых упругопластических деформаций А. А. Ильюшина [4]. Процесс остывания отливки в форме рассматривается как квазиравновесный, следовательно, для каждого момента времени в отливке и форме выполняются условия равновесия:

$$\sum_{i=1}^{3} \frac{\partial \sigma_{ij}}{\partial x_j} = 0, \qquad (1)$$

где σ_{ij} — тензор истинных напряжений Коши, $i, j = 1, 2, 3$.

Для отливки зависимость напряжений σ_{ij} от компонент вектора перемещения и компонент тензора пластических деформаций описывается в соответствии с термоупругопластической моделью материала. Представим компоненты тензора напряжений в виде компонент шарового тензора и девиатора:

$$\sigma_{ij} = S_{ij} + \sigma_0 \delta_{ij}, \qquad (2)$$

где $\sigma_0 = \frac{1}{3}(\sigma_{11} + \sigma_{22} + \sigma_{33})$ — среднее напряжение; S_{ij} — девиатор тензора напряжений; δ_{ij} — симметричный символ Кронекера.

Среднее напряжение определяется упругими свойствами материала и рассчитывается по закону Дюамеля — Неймана:

$$\sigma_0 = \frac{1}{3}\left[\frac{E(T)}{1 - 2\nu(T)}\right](\Theta - 3\alpha(T)\Delta T), \qquad (3)$$

где $\Theta = \varepsilon_{11} + \varepsilon_{22} + \varepsilon_{33}$ — относительное изменение объема частиц; σ_{ij} — компоненты тензора малых деформаций; $E(T)$ — модуль Юнга; $\nu(T)$ — коэффициент Пуассона; $\alpha(T)$ — коэффициент линейного температурного расширения.

В соответствии с принятой теорией механики сплошных сред [4] девиатор тензора напряжений в каждый момент времени τ зависит от процесса деформирования и коллинеарен разности между девиатором тензора текущей деформации и девиатором тензора пластической деформации. Рассмотрим произвольную точку отливки. В начальный момент времени ($\tau = 0$, $T = \text{const}$) все компоненты тензоров напряжений и деформаций равны нулю. Это состояние соответствует началу координат пятимерного пространства девиатора тензора деформаций на рис. 3. По мере остывания отливки температурное поле теряет свою однородность и компоненты тензора напряжений и деформаций рассматриваемой точки будут отличны от нуля. Состоянию рассматриваемой точки тела в каждый момент времени соответствуют точка пятимерного пространства и радиус-вектор $\vec{A}$, компоненты которого определяются компонентами девиатора тензора деформаций. Со временем радиус-вектор $\vec{A}$ вычерчивает в пятимерном пространстве кривую *1*, которая определяет процесс деформации в рассматриваемой точке отливки. Одновременно в каждый момент времени можно построить радиус-вектор $\vec{A}_p$, соответствующий тензору пластической деформации. Конец вектора $\vec{A}_p$ (точка O_R) соответствует состоянию полной разгрузки в точке тела, где упругие деформации отсутствуют. Вокруг точки O_R существует некоторая область, поверхность *2* которой назовем поверхностью текучести. Предполагается, что если в момент времени τ точка траектории деформаций оказывается внутри поверхности текучести, конфигурацию которой примем сферической, то девиатор S_{ij} тензора напряжений (на рис. 3 ему соответствует вектор $\vec{\sigma}$) имеет вид:

$$S_{ij}(\tau) = 2\mu(T)(e_{ij}(\tau) - e_{ij}^{(P)}(\tau - \Delta\tau)), \qquad (4)$$

где e_{ij} — девиатор тензора деформации; $e_{ij}^{(P)}$ — девиатор тензора пластической деформации; $\mu(T) = \dfrac{R(T)}{2(1+\nu(T))}$ — модуль сдвига.

Если процесс деформирования в векторном пятимерном представлении продолжается в момент времени τ вне поверхности текучести, то девиатор S_{ij} тензора напряжений определяем следующим образом:

$$S_{ij}(\tau) = \frac{2\mu(T)R + U(T)(\varepsilon_и - R)}{\varepsilon_и} \times$$
$$\times (e_{ij}(\tau) - e_{ij}^{(P)}(\tau - \Delta\tau)), \qquad (5)$$

где $U(T)$ — коэффициент упрочнения; $\varepsilon_и$ — интенсивность упругих деформаций; $R = \sigma_т(T)/2\mu(T)$ — радиус поверхности текучести; $\sigma_т(T)$ — предел текучести.

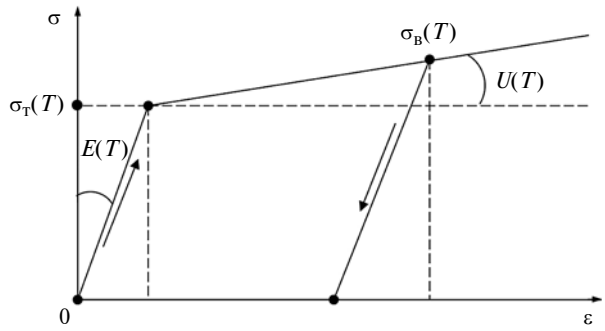


Рис. 4. Аппроксимация экспериментальной кривой σ ~ ε

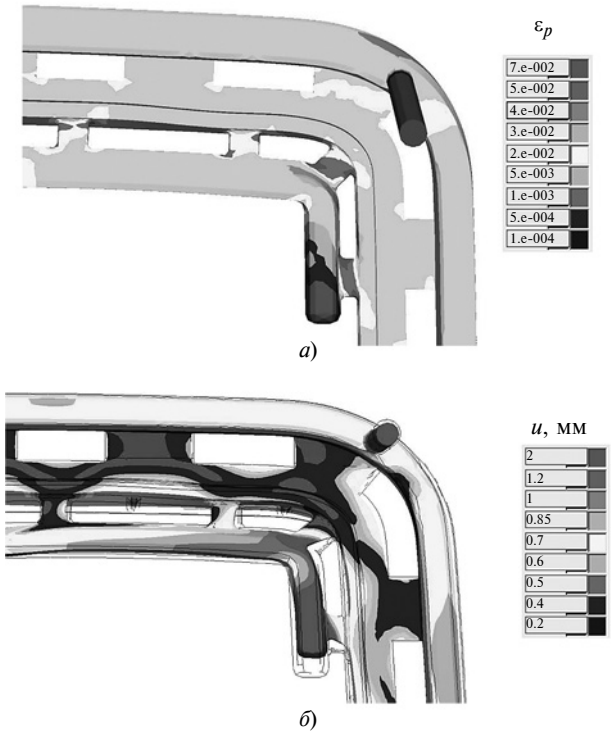


Рис. 5. Результаты расчета НДС отливки:
а — интенсивность пластических деформаций; *б* — искажение геометрии

Температурные функции $E(T)$, $\nu(T)$, $\alpha(T)$, $U(T)$ и $\sigma_т(T)$ можно определить экспериментально, например, испытывая образцы материала на одноосное растяжение при разных температурах. Полученные в ходе эксперимента кривые $\sigma \sim \varepsilon$ аппроксимируются двухзвенной ломаной кривой (рис. 4), из которой можно получить необходимые для расчета напряжений характеристики. Однако большинство промышленных испытательных машин не позволяют проводить измерения механических характеристик в двухфазной области, поэтому достаточно популярны специализированные программы или термодинамические базы данных, позволяющие рассчитать требуемые механические свойства в широком диапазоне температур по химическому

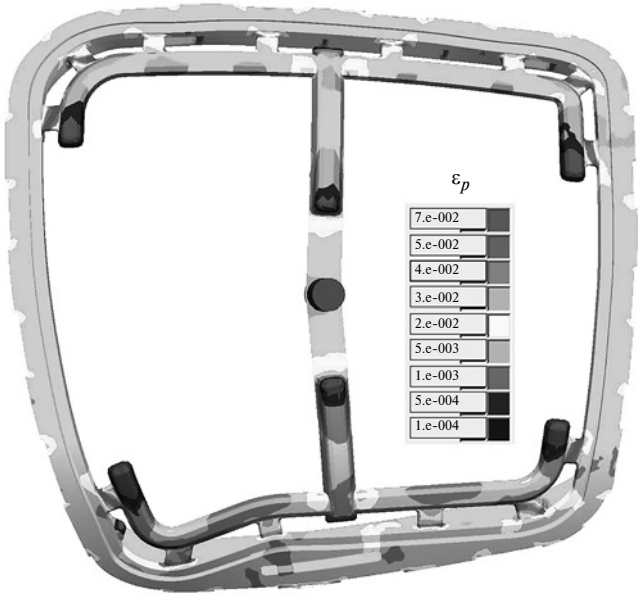


Рис. 6. Интенсивность пластических деформаций в отливке после выбивки из формы и удаления прибыли

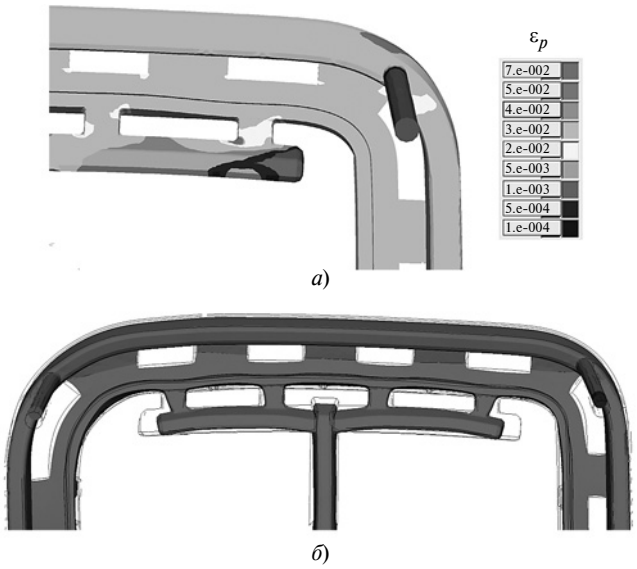


Рис. 7. Результаты расчета НДС скорректированной ЛПС:
а — интенсивность пластических деформаций; *б* — искажение геометрии

составу сплава. Отметим, что достоверность этих расчетов требует проверки, но чаще всего у инженера нет альтернативы. Предполагалось во всех расчетах, что песчаная форма абсолютно жесткая, поэтому для нее не требуется определения механических характеристик.

Расчет НДС разработанной конструкции литейного блока подтвердил наличие зон риска в областях, где обнаружены трещины. Поле накопленной пластический деформации на рис. 5, *а* показывает, что на два крайних питателя действуют повышенные до 8 % (по сравнению с остальными) деформации. Оценить эти деформации можно, анализируя поле перемещений (рис. 5, *б*), которое показывает изменение геометрии отливки относительно исходного состояния (на рисунке оно показано контуром). Для удобства восприятия информации искажение геометрии дано в масштабе 7:1, а поле перемещений и шкала показывают истинные значения. Повышенные деформации приводят к разрушению. То же наблюдается на всех восьми питателях с трещинами (рис. 6).

Проведенный анализ можно считать "калибровкой" модели по экспериментальным данным. При отсутствии таких данных делать выводы об опасном уровне напряжений или деформаций гораздо сложнее, так как сами по себе значения полей (выше они или ниже) не несут никакой информации о возможности разрушения отливки. Более определенный прогноз может дать критерий образования трещин, который реализован в СКМ ЛП "ПолигонСофт", но для его использования нужна зависимость предела прочности от температуры, которая в данном случае неизвестна.

Для устранения дефекта необходимо выбрать такую геометрию питателей и коллектора, которая позволит снизить уровень пластических деформаций и остаточных напряжений, например, до уровня, фиксируемого в питателях без трещин. После проведения серии дополнительных расчетов было найдено решение (рис. 7), которое позволило снизить не только уровень напряжений, но и общий вес литейного блока за счет изменения геометрии питающих коллекторов и сокращения числа питателей.

Проведенные вычисления позволили определить причину возникновения трещин на стыке отливки и ЛПС. Разработана уточненная конструкция литейного блока с более низким уровнем остаточных напряжений, что позволяет получать отливки без дефектов. Подтверждена эффективность математической модели напряженно-деформированного состояния, применяемой в программном комплексе для моделирования литейных процессов "ПолигонСофт".

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Монастырский А. В.** Высокоэффективное проектирование литейной технологии фасонной отливки из магниевого сплава. Часть 1. Проектирование и анализ литниково-питающей системы // Вестник машиностроения. 2017. № 3. С. 70—73.

2. **www.poligonsoft.ru.** Система компьютерного моделирования литейных процессов (СКМ ЛП) "ПолигонСофт"

3. **Александрович А. И., Монастырский А. В., Соловьев М. Б.** Моделирование термоупругопластического прочностного состояния трехмерных изделий // Сообщения по прикладной математике. Вычислительный центр им. А. А. Дородницина. М.: РАН. 2006. 30 с.

4. **Ильюшин А. А.** Механика сплошной среды. М.: Изд-во МГУ, 1978. 286 с.

УДК 621.791.16

С. С. ВОЛКОВ, М. А. ПРИЛУЦКИЙ, А. А. ДЕРЯБИН, кандидаты технических наук (МГТУ им. Н. Э. Баумана), e-mail: map@bmstu.ru

Основы управления технологическим процессом при ультразвуковой сварке полимерных материалов

Сформулированы основные требования и принципы построения систем автоматического управления процессами ультразвуковой сварки (УЗС) пластмасс. Разработан алгоритм сварочных операций по заданному для каждой операции времени. Для систем управления УЗС разработан магнитострикционный датчик для получения информации о процессе сварки или состоянии полимера в каждый момент времени.

Ключевые слова: ультразвуковая сварка, пластмасса, волновод, время сварки, амплитуда, давление, частота, установка, датчик.

The basic requirements and principles of construction of automatic control systems for ultrasonic welding (USW) processes of plastics are formulated. The algorithm of welding operations is developed according to the time set for each operation. A magnetostrictive sensor has been developed for the USW control systems to obtain information about the welding process or the state of the polymer at each time moment.

Keywords: ultrasonic welding, plastic, waveguide, welding time, amplitude, pressure, frequency, installation, sensor.

Способ ультразвуковой сварки (УЗС) пластмасс заключается в том, что электрические колебания ультразвуковой частоты (18÷50 кГц), вырабатываемые ультразвуковым генератором (УЗГ), преобразуются в механические продольные ультразвуковые колебания (УЗК) магнитострикционного преобразователя *2*, вводятся в свариваемый материал *5* с помощью продольно колеблющегося инструмента-волновода *4*, расположенного перпендикулярно к свариваемым поверхностям (рис. 1). Часть энергии УЗК переходит в теплоту, что приводит к нагреву зоны контакта соединяемых деталей до температуры вязкотекучего состояния. Необходимые условия ввода УЗК и создание тесного контакта свариваемых деталей, расположенных на опоре *6*, обеспечиваются статическим сварочным давлением $p_{ст}$ рабочего торца волновода на свариваемые детали. Это давление способствует также концентрации энергии в зоне соединения [1, 2].

В настоящее время существуют разные схемы УЗС полимерных материалов, что обусловлено разнообразием свойств и структуры свариваемых материалов, конфигурацией и размерами деталей, требованиями, предъявляемыми к сварным швам и свариваемому изделию в целом [1, 3].

Накопленный опыт автоматизации УЗС уже сейчас позволяет сформулировать основные требования и принципы построения систем автоматического управления (САУ) процессами УЗС пластмасс [2—4].

Цель работы — разработка САУ сварочными установками и технологическим процессом УЗС пластмасс.

Для разработки САУ УЗС пластмасс, действующих по единым принципам, необходимо отвлечься от конкретных характеристик химической, физической и технологической природы свариваемого изделия и технологического процесса и на основании теории управления [3, 5] представить процесс

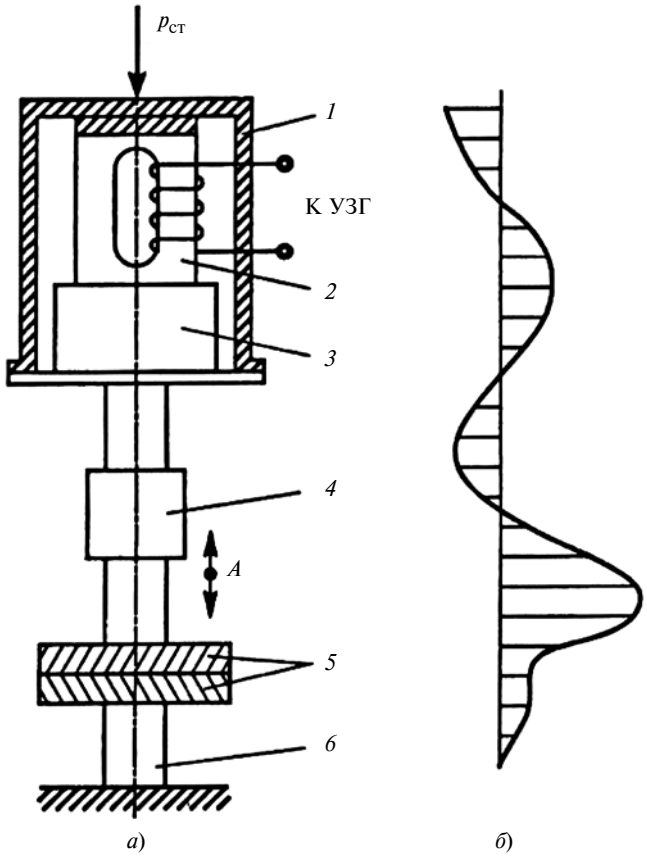


Рис. 1. Схема установки для УЗС с нормальным вводом колебаний (*а*) и эпюра амплитуды колебания волноводной акустической системы (*б*):

1 — корпус магнитострикционного преобразователя; *2* — преобразователь с обмоткой; *3* — трансформатор упругих колебаний; *4* — волновод; *5* — свариваемые детали; *6* — опора; *A* — амплитуда колебания волновода; $p_{ст}$ — статическое сварочное давление

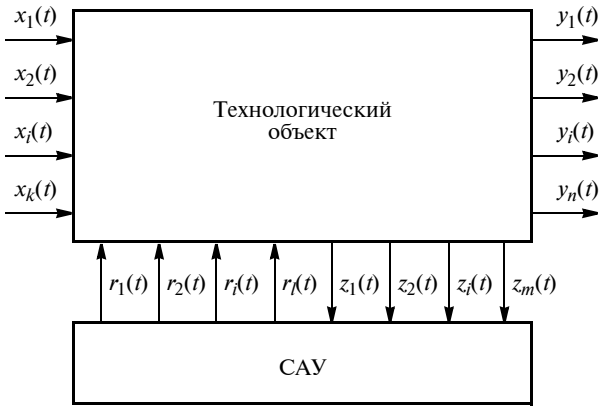


Рис. 2. Блок-схема технологического объекта

УЗС в виде многомерного абстрактного объекта, блок-схема которого приведена на рис. 2.

Поступающие на ультразвуковую сварочную машину изделия несут информацию об их стоимости, физических и химических свойствах, геометрических размерах, состоянии (температура, внутренние напряжения) и т. д. Эта информация рассматривается как входной вектор $X(t)$, компоненты которого $x_1(t)$, ..., $x_k(t)$ — переменные этой информации. Ход технологического процесса УЗС определяется вектором $R(t)$, составляющие которого $r_1(t)$, ..., $r_l(t)$ являются такими параметрами управляющих воздействий, как частота колебаний магнитострикционного преобразователя (сварочного узла), амплитуда колебаний рабочего торца волновода, статическое сварочное давление, время сварки и др.

Параметром технологического процесса УЗС, определяемым управляющими воздействиями вектора $R(t)$, является вектор $Z(t)$ внутренних состояний процесса с компонентами $z_1(t)$, ..., $z_m(t)$, такими как температура в зоне расплава, изменение геометрических размеров и т. д. Выходные переменные технологического процесса УЗС описываются вектором $Y(t)$, компоненты которого $y_1(t)$, ..., $y_n(t)$ являются характеристиками готового изделия — механическая прочность, стоимость, геометрические размеры, цвет и т. д.

Отметим, что векторы X, R, Z и Y имеют очень большую размерность и учесть все их составляющие принципиально невозможно. Поэтому неконтролируемые параметры рассматриваются как случайные функции, а связь между входными и выходными параметрами полностью определяется лишь как вероятностная. Выбор входных переменных, контролируемых системой управления, диктуется не степенью и формой их влияния на выходную переменную, а имеющимися средствами измерений. Например, амплитуда колебаний рабочего торца волновода является одним из основных параметров, характеризующих технологический режим УЗС. Однако датчики, измеряющие этот параметр в процессе сварки, пока не выпускаются серийно. Кроме того, приходится ограничиваться косвенными параметрами, например, измерением амплитуды колебаний нерабочей части сварочного волновода-инструмента или электрической мощности, подводимой к магнитострикционному преобразователю [6].

Как и другие реальные объекты, технологический процесс УЗС характеризуется ограничениями на отдельные параметры состояния: например, ограничение температуры расплава из условия сохранения свойств материала, отсутствие продуктов деструкции или ограничения на величину управляющих воздействий из-за ограниченности мощности источников энергии. Важной особенностью процесса УЗС является дискретный характер производства — изготовление отдельных изделий с повторяющимся циклом операций. Недостаток управления выпускаемым для УЗС оборудованием заключается в дискретном характере управляющих воздействий [6, 7]. Например, применяемые УЗГ не позволяют автоматически изменять их мощность. Наиболее существенной особенностью процесса УЗС является то, что выходные переменные, описываемые компонентами вектора $Y(t)$, не контролируются во время процесса УЗС, а их контроль оторван от сварочной установки как по времени, так и в пространстве и не автоматизирован. Исключение составляет линейный размер сварного шва в зоне сварки, который для некоторых изделий определяется по положению волновода в процессе УЗС [1—3].

Получить замкнутую систему управления можно пока только для некоторых изделий и то по одному параметру. Поэтому САУ, применяемые при УЗС, строятся по принципу стабилизации технологического регламента. Такие САУ согласно теории управления являются системами разомкнутого типа. Замыкание системы выполняет оператор сварочной установки, который оценивает качество сварных изделий и корректирует технологический процесс сварки [2, 3].

В качестве примера рассмотрим функции системы управления, серийно выпускаемой фирмой "Ультразвуковая техника ИНЛАБ", для сварочной установки ИЛ 100-7 с генератором ИЛ 10-1.0 с расширенным диапазоном частот от 20 до 60 кГц. Установка содержит регулятор давления воздуха, подаваемого в камеры пневмопривода, и дискретную систему управления циклического типа, выполняющую три основные операции: подачу воздуха в камеры пневмопривода сварочного узла, включения и выключения УЗГ. Оператор выполняет транспортные операции (установку и снятие изделий), включает циклическую программу, визуально оценивает качество сварного соединения, регулирует частоту и мощность генератора, устанавливает ток подмагничивания магнитострикционного преобразователя и с помощью органов управления задает

длительность каждой из трех операций. Очевидно, что оператор выполняет основную функцию — управление процессом УЗС, поэтому качество изделий в значительной мере определяется индивидуальными качествами оператора (интуиция, опыт и т. п.) [1, 2].

Основная задача САУ — оптимизация технологического процесса, которая математически описывается как минимизация некоторого функционала $\overline{Q}$, зависящего от векторов $R(t)$ и $X(t)$:

$$\overline{Q}\,[R(t), X(t)] = \min. \qquad (1)$$

Функционал $\overline{Q}$ должен математически отражать требования к готовым изделиям. Можно выделить два общих требования и соответствующие им функционалы $\overline{Q}_1$ и $\overline{Q}_2$: экономического характера (достижение максимальной производительности или минимального расхода энергии) и качественного характера (требования к прочности и внешнему виду готового изделия). За редким исключением в процессе УЗС пластмасс одновременная минимизация функционалов $\overline{Q}_1$ и $\overline{Q}_2$ не имеет места, поэтому в качестве общей целевой функции можно было бы использовать "компромиссный" функционал вида:

$$\overline{Q} = \alpha_1\overline{Q}_1 + \alpha_2\overline{Q}_2. \qquad (2)$$

Однако непосредственное использование функционала (2) затрудняется тем, что для теорий управления определение коэффициентов α_1 и α_2 является неформальной задачей, поэтому исследователи формулируют цель как минимизацию одного из функционалов $\overline{Q}_1$ или $\overline{Q}_2$ при ограничениях на величину другого:

$$\overline{Q}_1 = \min; \quad \overline{Q}_2 \le \overline{Q}_{2\ \text{огр}}.$$

Например, достижение минимального времени технологического процесса при прочности сварного изделия не ниже заданной.

Для реализации автоматического управления процессом в соответствии с целевой функцией (1) или (2) необходимо разработать АСУ более высокого уровня по сравнению с применяемыми. При этом потребуется применение ЭВМ, однако их эффективность может быть обеспечена пока только в области автоматизации исследований и при достаточно совершенных локальных САУ. Основная причина та же: выполнить контроль сварного изделия можно только после его изготовления, при этом сам контроль пока не автоматизирован [4].

Анализ САУ для ультразвуковых сварочных установок показал, что все они представляют собой комплекс из одного или нескольких регуляторов, обеспечивающих стабилизацию параметров управляющих воздействий, и логического автомата, осуществляющего жесткую циклическую программу в соответствии с фазами технологического сварочного процесса. Конструктивно стабилизирующие регуляторы могут не входить в самоуправляющее устройство. Например, автоматическая подстройка частоты (АПЧ) может входить в состав ультразвуковых генераторов ИЛ 10-04, ИЛ 10-1.0, ИЛ 10-1.5 [2, 6].

Чтобы избежать путаницы при описании циклов САУ, целесообразно принять следующие определения.

Цикл САУ состоит из жесткой последовательности операций. Операция — это состояние системы управления, характеризующееся неизменными или монотонно изменяющимися значениями управляющих воздействий. Операция может выполняться за несколько шагов. Шаг САУ — неизменное внутреннее состояние логического автомата, входящего в САУ. Каждая операция может выполняться за один или несколько шагов. С точки зрения технологического сварочного процесса в цикле можно выделить сварочные, подготовительные и транспортные операции [4, 5].

В настоящее время используют циклы, состоящие из следующих сварочных операций, выполняемых последовательно одна за другой:

сжатие, характеризуется приложением статического сварочного давления, технологическое назначение — образование физического контакта между свариваемыми поверхностями;

сварка, характеризуется подачей в зону сварки УЗК при статическом давлении, технологическое назначение — разогрев деталей в зоне сварки и образование сварного шва;

формовка (в частном случае может отсутствовать), характеризуется воздействием УЗК на пластифицированный материал при отсутствии статического давления, технологическое назначение — перемешивание расплава и формирование из него сварных швов;

проковка, характеризуется приложением статического сварного давления после выключения ультразвука, технологическое назначение — завершение развития объемных взаимодействий и стабилизация формы сварного шва при охлаждении зоны сварного шва.

К подготовительным операциям относятся: подведение волновода к свариваемым деталям, отведение волновода от готового изделия в исходное состояние.

К транспортным операциям относятся: транспортировка, установка и закрепление деталей или готового изделия. В простейших САУ транспортные операции в цикл логического автомата не входят и выполняются оператором установки [2, 3].

При некоторых технологических режимах сварочные операции могут проводиться с дискретным

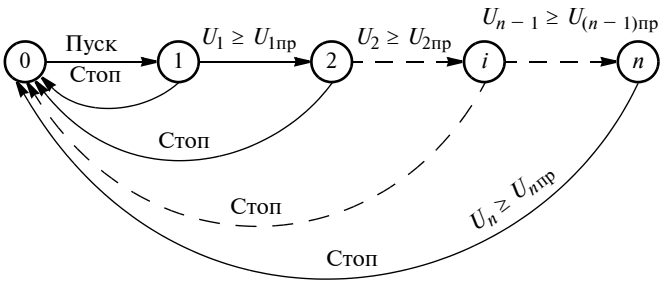


Рис. 3. Граф переходов логического автомата САУ

изменением значения управляющего параметра в течение операции, например статического сварочного давления.

Граф переходов логического автомата САУ УЗС приведен на рис. 3. Здесь исходному состоянию автомата соответствует состояние 0, а номеру n шага выполняемой операции — состояния 1, 2, ..., i.

Во время выполнения каждого шага определяется некоторый критерий или функционал U_i, являющийся в общем случае функцией времени и набора контролируемых переменных. Переход к следующему шагу выполняется, когда значение U_i будет равно или больше некоторого предельного значения $U_{i\ пр}$, которое можно задавать заранее или рассчитать в процессе функционирования по текущим значениям измеряемых переменных.

Условие перехода можно записать в виде:

$$U_i \geq U_{i\ пр}.$$

В частном случае для нескольких шагов критерии U_i могут быть одинаковыми; например, для САУ установки ИЛ 100-7 алгоритм работы имеет вид:

$$U_i = t_i, \quad i = 1, 2, 3, 4, \tag{3}$$

где t_i — время с начала i-го шага.

При реализации логического автомата, как правило, следует учитывать необходимость прерывания цикла и перевод автомата в исходное состояние на случай возникновения аварийной ситуации, например с помощью кнопки аварийного останова "стоп".

Алгоритм (3) реализует выполнение сварочных операций по заданному для каждой операции времени. Эффективность такого алгоритма можно обеспечить лишь при жесткой стабилизации входных переменных: управляющих воздействий (частота, амплитуда колебаний, сварочное давление и т. п.); размеров свариваемых деталей; химических и физических свойств; состояния поверхностей свариваемых изделий и т. д. Осуществить такую стабилизацию практически невозможно. Оптимальным может быть алгоритм, который обеспечивает заданное качество сварных изделий при изменении входных переменных. Полностью основываться на принципе компенсации нельзя, так как большинство входных переменных не измеряется. Сейчас основное направление исследования в области автоматического управления УЗС — разработка критериев, в значительной мере нечувствительных к возмущениям ультразвукового сварочного процесса.

Так, авторами работы [7] установлено, что стабилизация величины Δ деформации (осадки) в процессе сварки обеспечивает достаточно стабильное качество сварных соединений при отклонениях сварочного давления, частоты и амплитуды колебаний в широких пределах.

Рассмотрим критерии, используемые на операциях УЗС пластмасс. Для операции ***сварка*** — это критерии: время сварки, фиксированная осадка, толщина шва, амплитуда колебаний волновода.

Критерий "время сварки" можно применять при изготовлении изделий, геометрические размеры, физические свойства и состояние поверхностей свариваемых деталей которых изменяются в небольших пределах.

Критерий "фиксированная осадка" позволяет в некоторых пределах скомпенсировать влияние изменения амплитуды, статического давления и ряда других факторов на качество сварных соединений, но чувствителен к шероховатости поверхностей контакта и разнотолщинности изделий [1, 2].

Для измерения деформации Δ при осадке используется датчик перемещений сварочного узла относительно опоры. Величина Δ определяется как разность между текущим положением S сварочного узла относительно опоры и его положением S_0 непосредственно перед началом операции ***сварка***:

$$\Delta = S - S_0.$$

Критерий "толщина шва" используется для получения изделий с заданными геометрическими размерами сварного шва. Толщина сварного шва измеряется как разность между текущим положением S сварочного узла и положением $S_{оп}$, при котором волновод касается опоры:

$$\delta = S - S_{оп}.$$

Эту разность можно не вычислять, если соответствующим образом настроить датчик перемещений.

Критерий "амплитуда" позволяет определить момент достижения состояния расплава по снижению амплитуды колебаний волновода или опоры. Амплитуда колебаний волновода измеряется на его рабочей поверхности. Амплитуда колебаний опоры измеряется с помощью преобразователей, основанных на обратном магнитострикционном эффекте или пьезоэффекте [2, 7].

При автоматизации операций ***сжатие*** и ***проковка*** применяют критерии "время" и "скорость останова".

Критерий "скорость останова" применяют при неупругих деформациях пластмасс, особенно из пористых и волокнистых материалов, когда после приложения статического сварочного давления деформация свариваемых изделий и контакт поверхностей наступают через определенное время — от 2 до 6 с. Окончание деформации определяется измерением скорости изменения положения волновода, которая снижается и принимает в этот момент некоторое постоянное и достаточно малое значение. Практически эта скорость отличается от начальной скорости деформации на несколько порядков [2, 7].

Несмотря на наличие расплава в начале операции ***проковка***, ее кинетика аналогична кинетике операции ***сжатие***, поэтому для управления эти операции эквивалентны и можно использовать одни и те же критерии.

Операцию ***формовка***, чтобы избежать выплеска расплава, целесообразно выполнять до останова волновода при уменьшении статического давления.

В принятом обобщающем подходе дан алгоритм работы САУ процесса УЗС последовательного циклического автомата. Подход позволяет не только описать работу каждой из применяемых в настоящее время САУ установок для УЗС пластмасс, но и разработать новые системы управления на основе типовой структуры, типовых элементов и микропроцессов. Типовая структурная схема САУ установки для УЗС приведена на рис. 4.

Блок измерения включает измерительные преобразователи (датчики) перемещения, амплитуды колебаний волновода и других параметров, контролируемых САУ. В блоке вычислений, состоящем из функциональных преобразователей, рассчитываются критерии U_i, а в блоке задатчиков рассчитываются или просто задаются предельные значения $U_{i\ \text{пр}}$ уставок. В логический блок входят циклический автомат (кольцевой счетчик) и компараторы. Сигналы от функциональных преобразователей и блока задатчиков поступают попарно

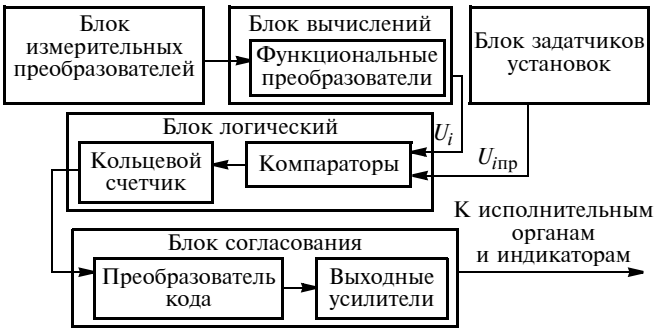


Рис. 4. Типовая структурная схема САУ установки для УЗС

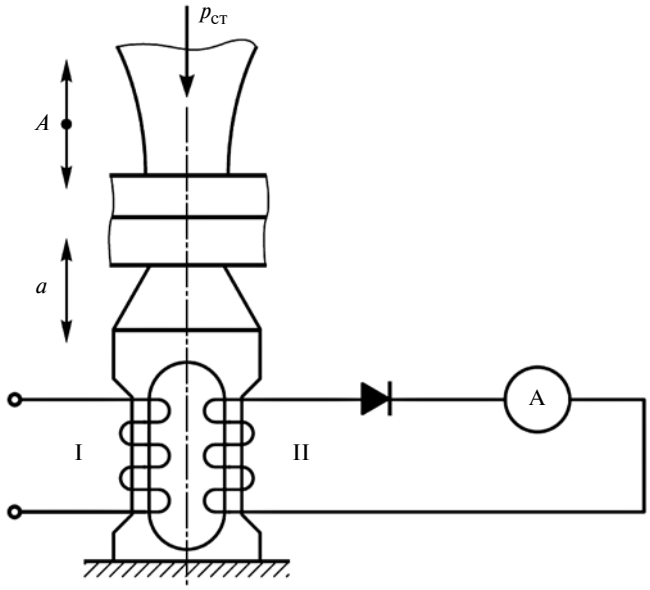


Рис. 5. Схема магнитоупругого датчика:

A — амплитуда колебания волновода; α — амплитуда колебания опоры; $p_{\text{ст}}$ — статическое сварочное давление

на соответствующие компараторы, которые сравнивают значения критериев U_i с соответствующими значениями $U_{i\ \text{пр}}$ уставок.

Кроме того, компараторы управляют работой кольцевого счетчика, который организует программу работы, т. е. последовательность выполнения сварочных операций. Блок согласования выполняет согласование циклического автомата с исполнительными и индикаторными элементами (электропневмоклапаны, сигнальные лампы, светодиодные индикаторы, схема включения и выключения ультразвуковых колебаний и т. д.). В блок входят преобразователь кода, который преобразует код состояния циклического автомата в код управляющих воздействий в соответствии с циклограммой, и выходные усилители (реле, тиристоры и т. п.), служащие для согласования напряжения выхода логического блока с напряжением исполнительных органов и индикаторных элементов.

Для реализации сварки по критерию "амплитуда" авторами работ [2, 7] разработан магнитоупругий датчик (рис. 5), представляющий собой никелевый стержень, верхняя часть которого является опорой для свариваемого изделия. На стержне расположены две обмотки: обмотка I подмагничивания для создания постоянного магнитного потока и рабочая обмотка II, в которой возникает измеряемая ЭДС при нагружении датчика внешней переменной механической нагрузкой. Колебания волновода вызывают появление переменного напряжения в материале датчика, что, в свою очередь, вызывает изменение его магнитных характеристик. Полезную информацию о процессе УЗС пластмасс

УДК 621.9

М. Т. КОРОТКИХ, М. М. РАДКЕВИЧ, доктора технических наук (Санкт-Петербургский политехнический университет Петра Великого), Д. Ю. КРЯЖЕВ, канд. техн. наук (ЗАО "ИРЛЕН-ИНЖИНИРИНГ", г. Санкт-Петербург), e-mail: kmt46@mail.ru

Плазменно-механическая обработка отверстий в высокопрочных и марганцовистых сталях

Рассматриваются плазменно-механическая обработка отверстий в труднообрабатываемых сталях и термические условия предварительной плазменной вырезки отверстия с последующим зенкерованием. Показано, что фазово-структурные превращения материала в поверхностном слое после плазменной вырезки существенно повышают эффективность последующей обработки резанием. Предложено дополнительное плазменное нагревание обрабатываемой поверхности отверстия после плазменной вырезки.

Ключевые слова: отверстие, плазменно-механическая обработка, фазово-структурные превращения, схема обработки.

The plasma-mechanical treatment of holes in hard-to-work steels and the thermal conditions of the preliminary plasma cutting of the hole with subsequent core-drilling are considered. It is shown, that the phase-structural transformations of the material in the surface layer after plasma cutting significantly increase the effectiveness of subsequent machining by cutting. Additional plasma heating of the surface of the hole after plasma cutting is proposed.

Keywords: hole, plasma-mechanical treatment, phase-structural transformations, processing scheme.

Одним из эффективных способов повышения производительности обработки резанием высокопрочных сталей, склонных к значительному деформационному упрочнению при пластической деформации, к которым можно отнести высокомарганцовистую сталь 110Г13Л, является подогрев срезаемого слоя металла плазменной струей. Способы такой обработки широко апробированы и с успехом используются при точении и фрезеровании [1, 2]. Обработка отверстий в подобных сталях сверлением мало производительна и приводит к большому расходу инструмента. Подогрев срезаемого слоя при получении отверстий диаметром до 100÷150 мм практически исключается из-за невозможности размещения инструмента и плазматрона внутри отверстия.

Единственно правильный технологический процесс в этих условиях — предварительное получение отверстия в заготовке *1* плазменной струей плазматрона *2* с последующей обработкой зенкером *3* нагретого поверхностного слоя металла отверстия. Такая схема (рис. 1) позволяет исключить операцию сверления, которая при обработке высокопрочных сталей не производительна. При этом необходимо учитывать, чтобы время от момента окончания плазменного выжигания отверстия до момента T_2 начала зенкерования было минимальным.

Отметим, что обработка резанием эффективна только при температуре срезаемого слоя выше температуры рекристаллизации, при которой исключается деформационное упрочнение, сопровождающееся существенным повышением динамичес-

(Окончание статьи. Начало см. на стр. 65)

или состоянии полимерного материала в каждый момент времени несет амплитудное значение этого переменного напряжения. На основании разработанного магнитоупругого датчика для автоматического управления процессом ультразвуковой сварки пластмасс на кафедре "Технологии сварки и диагностики" МГТУ им. Н. Э. Баумана спроектированы и изготовлены автоматические устройства типа УВС-2 и УВС-3, которые встраиваются в разрабатываемые ультразвуковые сварочные установки.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Волков С. С**. Сварка и склеивание полимерных материалов. М.: Химия, 2001. 376 с.

2. **Волков С. С.** Распределение мощности в ультразвуковой сварочной системе при сварке полимерных пленок // Сварочное производство. 2012. № 10. С. 42—46.

3. **Гладков Э. А.** Управление процессами и оборудованием при сварке. М.: Академия, 2006. 432 с.

4. **Гладков Э. А., Бродягин В. Н., Перковский Р. А.** Автоматизация сварочных процессов. М.: МГТУ им. Н. Э. Баумана, 2017. 426 с.

5. **Мозговой И. В.** Основы технологии ультразвуковой сварки полимеров: Учеб. пос. Красноярск: Изд-во Красноярского ГУ, 1991. 280 с.

6. **Компьютерный** комплекс для исследования и управления процессами сварки / А. С. Климов, А. А. Герасимов, Н. П. Ануиборов, М. С. Гончаров // Сварочное производство. 2006. № 8. С. 18—20.

7. **Волков С. С., Дерябин А. А., Прилуцкий М. А.** Расчет магнитоупругого датчика контроля качества сварного соединения при ультразвуковой сварке // Известия вузов. Машиностроение. 2016. № 1. С. 18—26.

кой твердости (*Hd*) поверхностного слоя металла при охлаждении ($\theta_н$, °С) (см. рис. 1). По этой причине время T_3 обработки зенкерованием сильно ограничено. Преодолеть это ограничение можно, если использовать специальное приспособление для быстрого перемещения заготовки с позиции плазменной обработки на позицию зенкерования. Наиболее просто это реализуется при расположении обрабатываемых отверстий по окружности. Быстрое перемещение зенкера осуществляется поворотом заготовки на требуемый угол. Реализация такого способа требует применения оборудования, совмещающего плазменную и механическую обработку отверстия.

Экспериментальное получение отверстий плазмой в высокопрочных сталях перлитного и мартенситного классов показало наличие аустенита в поверхностном слое металла. Глубина *t* такого слоя зависит от толщины *B* заготовки, так как с ее увеличением скорость прожигания отверстия уменьшается, а следовательно, увеличивается интенсивность температурного воздействия на поверхность отверстия (рис. 2).

При последующем охлаждении заготовки после воздействия плазменной струи образовавшийся аустенит претерпевает мартенситное превращение. Причем если температура заготовки будет ниже точки окончания мартенситного превращения, то динамическая твердость *Hd* поверхностного слоя отверстия будет соответствовать твердости закаленной стали, при которой зенкерование отверстия практически невозможно (рис. 3). Учитывая, что для некоторых труднообрабатываемых сталей, температура начала мартенситного превращения лежит в интервале довольно низких значений, можно предположить, что за время, необходимое для зенкерования после воздействия плазменной струи, поверхностный слой материала заготовки приобретет структуру аустенита.

Проведенные расчеты и эксперименты показали, что за время обработки даже неглубокого отверстия в перлитно-мартенситных сталях после воздействия плазменной струи металл припуска на операцию зенкерования может иметь мартенситную структуру. В этом случае механическая обработка подобных сталей по данной схеме становиться неприемлемой. Измерения динамической твердости *Hd* при остывании поверхностных слоев заготовок из разных сталей (см. рис. 3) по методу Мартеля подтвердили правомерность сделанного предположения. Динамическая твердость характеризует обрабатываемость сталей резанием, поскольку измеряется на скоростях, сравнимых со скоростью резания, и отражает при этом деформационное упрочнение сталей (наклеп). Величина динамической твердости соответствует значению твердости по Бринеллю в соотношении $Hd \approx 2HB$.

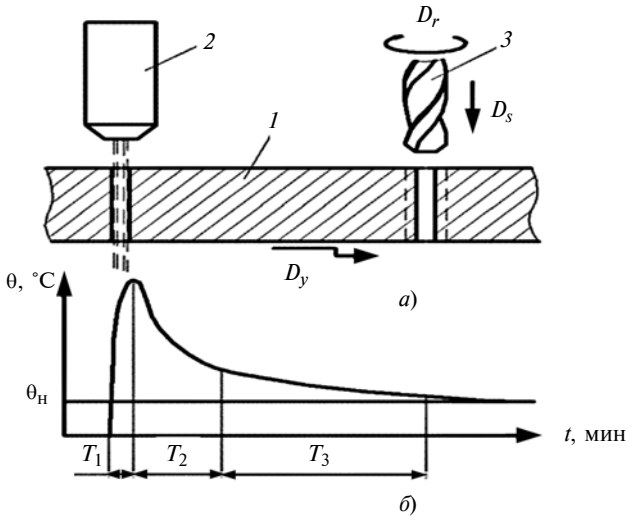


Рис. 1. Схема последовательной обработки отверстия плазменным выжиганием и зенкерованием (*а*) и изменение температуры θ поверхности отверстия (*б*):

T_1, T_2 и T_3 — соответственно время вырезания, перемещения на позицию зенкерования и обработки зенкерованием

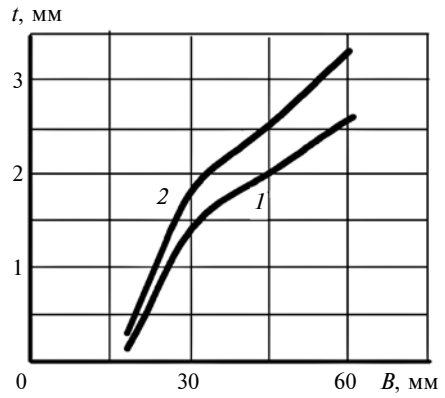


Рис. 2. Изменение глубины *t* слоя структурно-фазовых превращений в зависимости от толщины *B* заготовки при предварительном прожигании отверстий плазменной струей для сталей 110Г13Л и 45Г17Ю3 (*1*); 38ХН3МФА, 5ХНМ и 14Х2Н3МА (*2*):

плазматрон ПВР-402; *I* = 200 А; диаметр сопла 4 мм

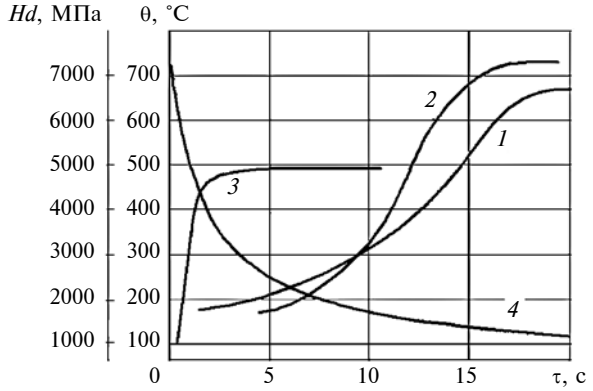


Рис. 3. Изменение температуры θ (*4*) и динамической твердости *Hd* поверхностного слоя отверстия в зависимости от времени τ при плазменном выжигании отверстий в сталях 5ХНМ (*1*), 38ХН3МФА (*2*) и 14Х2Н3МА (*3*)

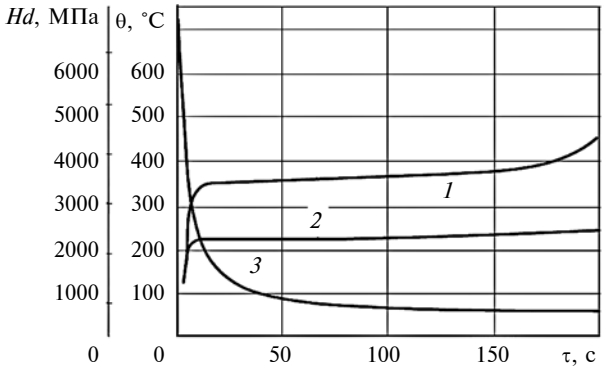


Рис. 4. Изменение температуры θ (*3*) и динамической твердости *Hd* поверхностного слоя заготовки в зависимости от времени τ охлаждения (паузы) для сталей 110Г13Л (*1*) и 45Г17Ю3 (*2*)

Как было показано в ранее проведенных исследованиях, переохлажденный аустенит имеет низкую твердость ($HB < 120$) и легко обрабатывается резанием на операциях точения и фрезерования [3, 4]. На рис. 3 приведены кривая *4* температуры θ и кривые *1*, *2*, *3* твердости *Hd* для разных сталей в зависимости от времени τ охлаждения.

Установлено, что существенное повышение твердости в результате аустенитно-мартенситного превращения даже у сталей с относительно низкой температурой начала мартенситных превращений (250 °С) наблюдается после времени охлаждения (паузы) меньше 10 с. Этого времени недостаточно даже для механической обработки (зенкерования) отверстий диаметром и глубиной более 30 мм.

Сталь 110Г13Л имеет высокую износостойкость в условиях воздействия больших давлений, температур и динамических ударных нагрузок, что позволяет изготовлять из нее ответственные и тяжелонагруженные детали для горнорудного, дробильно-размольного, металлургического и транспортного оборудования. Однако механическая обработка изделий из этой стали на металлорежущих станках представляет определенные сложности. В настоящее время для улучшения ее обрабатываемости в производственных условиях на операциях точения и фрезерования широко применяют плазменно-механическую обработку.

При обработке отверстий в аустенитной стали 110Г13Л с предварительным прожиганием плазменной струей во время паузы перед зенкерованием наблюдается незначительное повышение твердости в течение длительного времени (рис. 4). Учитывая тот факт, что переохлажденный аустенит приобретает способность к наклепу при пластическом деформировании только после длительного старения, обработка зенкерованием отверстий в подобных сталях становится возможной и даже целесообразной.

При изменении твердости стали 110Г13Л в процессе охлаждения (см. рис. 4) низкая твердость ($Hd < 350$) поверхностного слоя отверстия сохраняется в течение более 150 с. Это позволяет эффективно применять зенкерование отверстий большого диаметра по предлагаемой схеме (см. рис. 1). При длительном старении стали 110Г13Л на поверхности, подвергнутой плазменному воздействию, развивается сетка трещин по границам зерен. Опыт обработки изделий из стали 110Г13Л с применением плазменного подогрева срезаемого слоя при точении и фрезеровании показал, что удаление поверхностного слоя (припуска) даже через 2÷3 мин после воздействия плазменной струи не приводит к образованию трещин на обработанной поверхности.

Благодаря этому возможно зенкерование отверстий в данной стали, поскольку время, необходимое на операцию, соизмеримо с температурным интервалом остывания поверхности отверстия после выжигания плазменной струей. При этих условиях механическая обработка (зенкерование) вызывает пластическую деформацию поверхностного слоя отверстия, имеющего структуру аустенита, а потому не сопровождается деформационным упрочнением (наклепом).

Именно такое поведение стали 110Г13Л при плазменной обработке делает возможным предварительное прожигание отверстий под последующую обработку зенкерованием или рассверливанием. Причем температуру нагрева материала следует выбирать таким образом, чтобы максимальная температура металла поверхностного слоя по контуру отверстия, получаемого срезанием припуска, соответствовала температуре аустенитизации стали. Как показали эксперименты, зенкерование без негативных последствий возможно даже при охлаждении поверхности вырезанного отверстия до 70 °С.

Использование данной технологии для расширения возможностей получения отверстий в сталях перлитно-мартенситного класса потребовало применения принципиально новой схемы обработки, позволяющей исключить дефекты (трещины), возникающие при механической обработке в результате сильного деформационного упрочнения, связанного с фазовыми превращениями аустенита в мартенсит по мере охлаждения поверхностного слоя отверстия [5].

С этой целью было предложено ввести предварительный нагрев поверхности отверстия после плазменной обработки, непосредственно перед зенкерованием, что реализовали применением магнитоуправляемой плазменной струи (рис. 5) [6]. Для этого сразу после плазменного прожигания отверстия плазматрон *1* устанавливают по центру отверстия *3* заготовки *4*. Плазматрон оснащен четырехполюсной магнитной системой, наконечники *2*

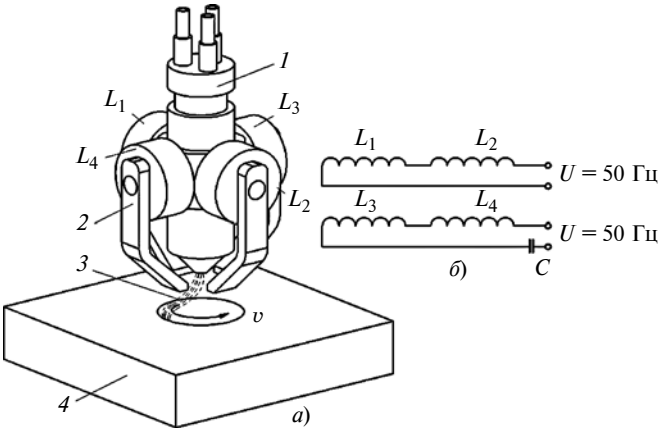


Рис. 5. Схема нагрева срезаемого слоя поверхности отверстия после плазменного прожигания (*а*) и схема включения катушек магнитной отклоняющей системы (*б*)

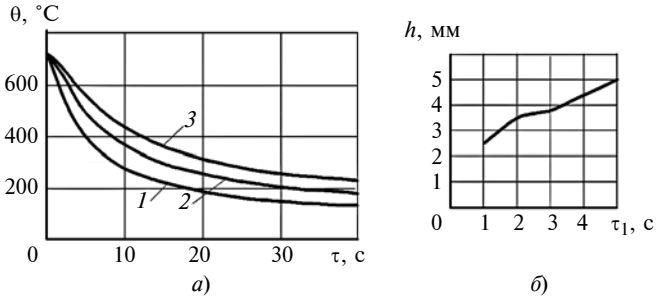


Рис. 6. Изменения температуры θ поверхности отверстия после плазменного выжигания и дополнительного подогрева (*а*) в течение времени τ = 1 (*1*), 3 (*2*) и 5 с (*3*) и глубины *h* слоя аустенитного превращения от времени дополнительного подогрева t_1 (*б*)

которой попарно снабжены катушками L_1—L_4, на которые подается ток промышленной частоты. На катушки L_3 и L_4, расположенные на противоположных сторонах плазматрона, ток подается через конденсатор, обеспечивающий сдвиг фазы на 90°. В этом случае анодное пятно плазменной струи располагается на поверхности отверстия и перемещается по кругу со скоростью v, совершая один оборот за 1/50 с. Такое движение плазменной струи обеспечивает равномерный нагрев поверхности отверстия. Температура нагрева зависит от мощности плазменной струи и времени ее воздействия на металл, их изменением регулируются температура и глубина нагрева металла заготовки. Термический КПД нагрева, измеренный калориметром, достигает 50 %, что позволяет эффективно нагревать поверхность отверстия до необходимой температуры и заданной глубины слоя.

Данное решение позволило расширить технологические возможности последовательной обработки отверстия плазменным выжиганием и зенкерованием в результате увеличения времени, в течение которого поверхностный слой металла отверстия находится в аустенитном состоянии (рис. 6). Кроме того, при такой схеме обработки можно регулировать глубину структурно-фазовых превращений в поверхностном слое отверстия, и в зависимости от этого или полностью удалять нагретый слой, или получать на поверхности отверстий упрочненный (закаленный) слой металла после зенкерования.

Исследования показали, что плазменно-механическая обработка труднообрабатываемых сталей в аустенитном состоянии позволяет повысить производительность более чем в 10 раз, при одновременном повышении стойкости инструмента.

Выводы

1. Применение плазменного прожигания отверстий в высокопрочных сталях перед обработкой резанием позволяет отказаться от операции сверления, а нагрев поверхности отверстия — повысить производительность зенкерования отверстий.

2. Последовательная схема получения отверстий, заключающаяся в предварительном плазменном выжигании и последующем зенкеровании высокомарганцовистых сталей 110Г13Л и 45Г17, позволяет осуществлять зенкерование непосредственно после плазменной вырезки отверстия.

3. Для обработки отверстий в перлитно-мартенситных сталях с низкой температурой начала мартенситного превращения после предварительного плазменного выжигания желательно проводить нагрев поверхностного слоя отверстия плазменной струей с целью получения аустенитной структуры перед зенкерованием.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Коротких М. Т., Ушомирская Л. А.** Особенности применения плазменного нагрева при обработке труднообрабатываемых материалов резанием // Металлообработка. 2012. № 2. С. 23—27.
2. **Коротких М. Т., Шатерин М. А., Лаевский Г. Б.** Плазменно-механическое фрезерование труднообрабатываемых материалов. Л.: ЛДНТП, 1988. 19 с.
3. **А. с. 982847 СССР:** МПК B23B1/00. Способ механической обработки заготовок из сталей с нагревом срезаемого слоя.
4. **Коротких М. Т., Иванов М. И., Шатерин М. А.** Управление структурно-фазовым состоянием продукта при плазменно-механическом фрезеровании // Наукоемкие технологии в машиностроении и приборостроении. Рыбинск: РАТИ, 1994. 3 с.
5. **Радкевич М. М.** Технология упрочняющей программной механико-термической обработки. СПб.: Изд-во Политехнического университета. 2011. 263 с.
6. **А. с. 980353 СССР:** МПК B23B1/00. Способ плазменно-механической обработки металлов.

УДК 621.9.02:658.562

Д. И. ВОЛКОВ, д-р техн. наук, С. Л. ПРОСКУРЯКОВ, С. С. ДРУЖКОВ, кандидаты технических наук,
А. Н. РЫКУНОВ, д-р техн. наук (Рыбинский ГАТУ им. П. А. Соловьева), e-mail: rmsi@rgata.ru

Прогнозирование режущих свойств пластин из сверхтвердых материалов по частоте собственных колебаний

Изучена взаимосвязь между режущими свойствами инструментальных пластин из сверхтвердых материалов и частотой собственных колебаний. Получено экспериментальное подтверждение зависимости стойкости пластин от их акустических свойств при точении жаропрочных никелевых сплавов и закаленных сталей. Разработана методическая и аппаратурная база для определения собственной частоты колебаний режущих пластин.

Ключевые слова: режущие свойства, пластины, сверхтвердый материал, частота собственных колебаний.

The interrelation between the cutting properties of tool plates made of superhard materials and the natural oscillations frequency is studied. Experimental confirmation of the dependence of the plate stability on their acoustic properties when turning of heat-resistant nickel alloys and quenched steels is obtained. A methodological and hardware base for determining the natural oscillation frequency of the cutting inserts has been developed.

Keywords: cutting properties, plates, superhard material, natural oscillation frequency.

Применение высокоскоростного точения для обработки заготовок из жаропрочных никелевых сплавов и закаленных сталей позволяет многократно повысить скорость и производительность резания. В качестве инструмента для этого процесса используются резцы с механическим креплением режущих пластин из сверхтвердых материалов (СТМ) на основе нитрида бора и из режущей керамики на основе нитрида кремния. Такие пластины позволяют осуществлять точение подобных материалов со скоростями резания 5 м/с и выше. Следует отметить, что при обработке указанных материалов традиционные скорости резания при использовании твердосплавных пластин даже с самыми совершенными износостойкими покрытиями не превышают 0,5 м/с.

Увеличение скорости резания на порядок относительно традиционных скоростей приводит к значительному росту интенсивности теплообразования в зоне контакта и, соответственно, возрастанию температуры резания выше 1100 °С [1]. Такие тяжелые условия работы пластин обусловливают необходимость стабильности их свойств и высокого качества изготовления. Однако испытания показали, что режущие пластины из киборита, даже из одной заводской партии, могут отличаться в 2—4 раза по показателям износостойкости [2], а исследование этих же пластин по скорости звука в них и по плотности материала показало значительный разброс скорости C_l распространения упругих колебаний в пластине (рис. 1).

Такой разброс пластин по свойствам связан в основном с особенностями их производства. Режущие пластины из СТМ необходимых размеров, как правило, получают спеканием из мелких исходных зерен размером около 1 мкм в поликристалл при высоких давлении и температуре. Обеспечить повторяемость условий спекания с большой точностью трудно. Это приводит к увеличению себестоимости самих пластин.

Разброс пластин по режущим свойствам отмечают многие исследователи [2—4], а разброс режущих свойств для пластин из твердого сплава одной партии может достигать 40 % [5]. Следовательно, возникает необходимость определения режущих свойств пластин до их применения на станке. Од-

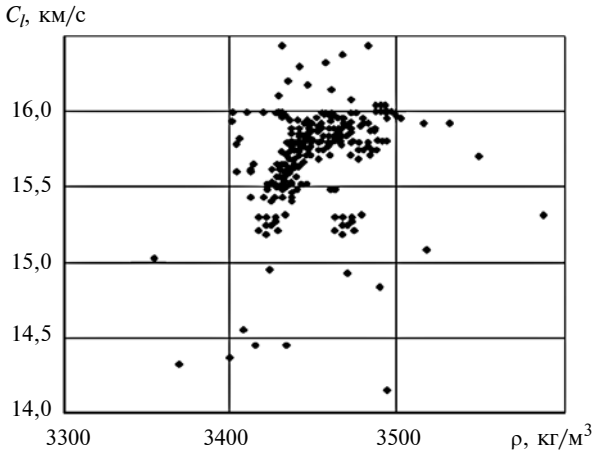


Рис. 1. Поле рассеяния скорости C_l распространения упругих колебаний пластин из киборита (партия из 100 шт.) в зависимости от его плотности ρ

ним из эффективных методов неразрушающего контроля является акустический метод, основанный на определении частоты собственных колебаний объекта [4]. Данный метод хорошо себя зарекомендовал во многих областях металлообработки [2, 3, 6, 7].

Что касается пластин из СТМ, то экспериментально установлено, что пластины с высокими акустическими показателями (а именно, если скорость звука в пластине из СТМ на основе кубического нитрида бора составляет более 15 800 м/с, а из минералокерамики на основе оксидов алюминия — более 10 500 м/с) имеют наилучшие результаты по стойкости. Для определения скорости C_l звука применялся косвенный метод [4], основанный на известной зависимости между частотой f_i собственных колебаний и C_l:

$$f_i = F_i C_l,$$

где F_i — коэффициент формы, зависящий от геометрических размеров тела, его формы и коэффициента Пуассона; C_l — скорость распространения упругих колебаний в бесконечно длинном стержне, материал которого аналогичен материалу рассматриваемого тела.

Следовательно, зная коэффициент F_i формы конкретной пластины, можно по частоте f_i собственных колебаний определить скорость C_l. В литературе нет данных для определения F_i для формы, которую имеют инструментальные пластины (в этом случае важно учитывать соотношение толщины и диаметра). Для определения F_i в классической теории упругости известны зависимости, полученные для тонких пластин. Однако для толстых пластин, когда толщина образца приближается к его длине, выявлены различные частные зависимости и разработаны таблицы [4]. Поэтому был проведен размерный анализ существующих зависимостей и данных из литературы, который позволил получить для стандартных инструментальных пластин простых форм упрощенную зависимость следующего вида:

$$F_i = \frac{K_i(1{,}17 - h/d)h/d^2}{\sqrt{1-\mu^2}}, \qquad (1)$$

Таблица 1

Значения коэффициента K_i в зависимости от формы и схемы закрепления пластины

Форма пластины	Круглая		Квадратная			Треугольная
Место закрепления	Край	Середина	Угол	Край	Середина	Середина
f_i K_i	f_1 0,954	f_2 1,298	f_1 0,603	f_2 0,879	f_3 1,022	f_3 1,229

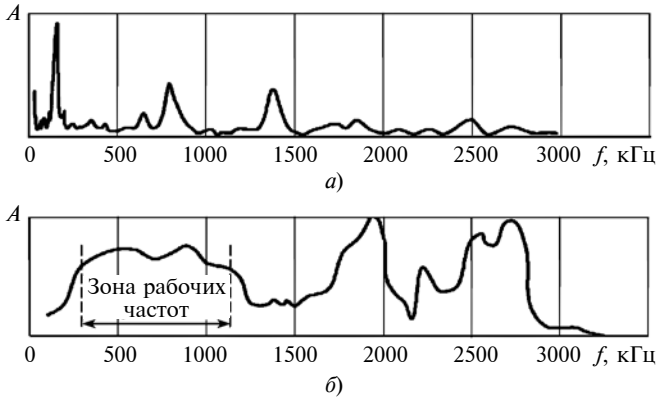


Рис. 2. АЧХ ПЭП до модернизации (*а*) и после нее (*б*)

где h — высота (толщина) пластины; d — диаметр вписанной окружности; μ — коэффициент Пуассона; K_i — коэффициент, зависящий от формы и схемы закрепления пластины при контроле (определяется по табл. 1).

Зависимость (1) справедлива для режущих пластин из сверхтвердых и керамических материалов, когда для квадратных и круглых пластин отношение $h/d = 0{,}2 \div 0{,}5$, а для пластин треугольной формы $h/d = 0{,}3 \div 0{,}35$.

Для исследований использовали измерительную стойку с пьезопреобразователями (ПЭП) от прибора "Звук-107" и анализатор частотных характеристик XI-54 со встроенным микропроцессором, который обеспечивал более широкий диапазон рабочих частот. Разработана методика для идентификации и определения собственных частот колебаний пластин. С целью получения более высоких показателей по амплитудно-частотным характеристикам (АЧХ) стандартные пьезопреобразователи, применяемые в измерительной стойке, были модернизированы. На рис. 2 приведены АЧХ ПЭП до и после усовершенствования. Видим, что удалось значительно улучшить характеристики преобразователей именно в рабочем диапазоне частот $f = 300 \div 1200$ кГц.

Были измерены частоты собственных колебаний различных инструментальных пластин и рассчитана скорость звука для наиболее распространенных сверхтвердых и керамических материалов (табл. 2).

В условиях производства режущих пластин из СТМ и для повышения их качества, а соответственно, и конкурентоспособности целесообразно проводить неразрушающий контроль и сортировку всей готовой продукции. При контроле партии готовых пластин определенных размеров и форм, если стабильно обеспечиваются их размеры, коэффициент F_i формы постоянен и контроль можно проводить только по частоте f_i. Расчетным путем определены диапазоны частот f_i для некоторых режущих пластин из СТМ (табл. 3).

Следующая часть исследований была проведена с целью определения взаимосвязи между скоростью звука в инструментальной пластине и другими ее свойствами, влияющими на износостойкость.

Для этих экспериментов была отобрана группа пластин из СТМ различных марок (СТМ-6, СТМ-21, киборит). Предварительно на модернизированном измерительном устройстве была определена скорость распространения звука в них, затем была измерена теплопроводность λ. В основу измерения положен метод продольного потока, который по принципу измерения близок к методу Стакса — Чесмара [8]. Результаты эксперимента представлены на рис. 3, согласно которому существует высокая степень корреляции между C_l и λ.

Были проведены эксперименты с измерением микротвердости пластин. Для этого отобрали партию пластин из киборита круглой формы, высотой $h = 4$ мм, диаметром $d = 7$ мм. Для всех пластин определяли параметр C_l, при этом разброс по C_l составлял не более 15 %. Это было сделано для того, чтобы оценить микротвердость пластин, имеющих одинаковую структуру при отсутствии серьезных макродефектов и трещин. Микротвердость измеряли на стандартном микротвердомере ПМТЗ-1, оснащенном алмазной пирамидкой Виккерса, под нагрузкой 700 г. Поверхности, на которых проводили замеры, предварительно обрабатывали (доводились) алмазной пастой на чугунной плите. На каждой пластине выполняли не менее 15 замеров. Результаты данных исследований представлены на рис. 4.

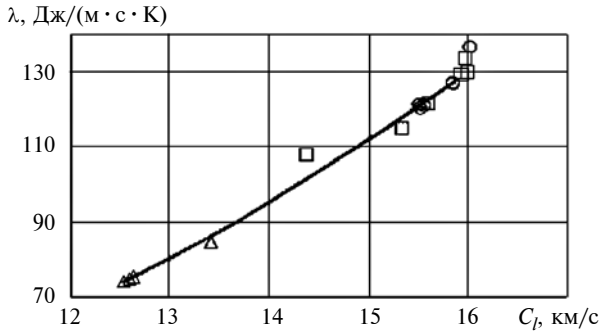


Рис. 3. Экспериментальная зависимость коэффициента λ от C_l для пластин из СТМ-6 (Δ), СТМ-21А (○) и киборита (□)

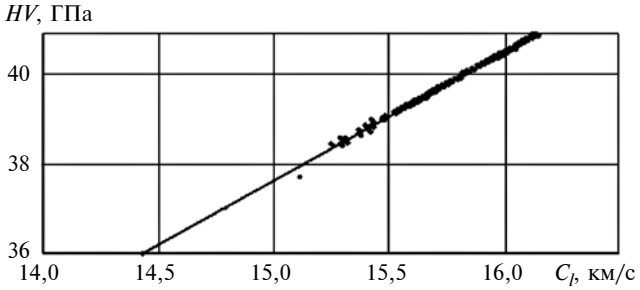


Рис. 4. Экспериментальная зависимость микротвердости пластин из киборита C_l

Таблица 2

Частоты собственных колебаний инструментальных пластин из СТМ

Материал	E, ГПа	ρ, кг/м^3	μ	C_l, м/с
Композит 01 (эльбор-Р)	84	3400	0,16	15 700
Композит 02 (белбор)	72	3500	0,15	14 300
Композит 05 (ниборит)	62	4300	0,16	12 000
Композит 10 (гексанит-Р)	72	3300	0,15	14 800
Киборит	88	3440	0,16	16 000
СТМ-6	75	4450	0,16	13 000
СТМ-21А (аналог киборита)	88	3440	0,16	16 000
Минералокерамика (Al_2O_3)	35	3900	0,20	9500
Синтетический алмаз	85	3200	0,22	16 300

Таблица 3

Диапазоны частот f_i для пластин из СТМ и керамических материалов

Размеры	Пластина		Диапазон частот, кГц
$d \times h$, мм	Форма	Материал	
12,7×4,76	Квадрат	Эльбор-Р СТМ-21 Минералокерамика	200÷241 175÷201 125÷150
7,0×5,0	Круглая	Эльбор-Р СТМ-21 Киборит СТМ-21А	628÷755 547÷630 647÷740 647÷740
7,0×4,0	Круглая	СТМ-6 Киборит	575÷662 680÷778

Производственные испытания режущих пластин с разными акустическими свойствами показали, что лучшими свойствами обладают пластины, в которых скорость распространения звука наибольшая [9—11].

По результатам исследований можно сделать следующие выводы:

существует связь между скоростью распространения звука в инструментальных пластинах из СТМ и их режущими свойствами, выраженными через износостойкость: чем больше скорость C_l звука, тем больше износостойкость;

скорость C_l звука можно рассчитать, зная резонансную частоту пластины и коэффициент формы;

износостойкость инструментальных пластин зависит от C_l и, как следствие, от теплопроводности, твердости и других свойств пластин, выраженных через обобщенный показатель качества C_l;

получены результаты, облегчающие акустический контроль пластин, особенно в производственных условиях.

УДК 67.02

М. Г. ГАЛКИН, канд. техн. наук, А. С. СМАГИН (УрФУ им. Б. Н. Ельцина, г. Екатеринбург),
e-mail: a.s.smagin@mail.ru

Алгоритм нелинейной оптимизации режимов окончательной механической обработки

Предложена модель нелинейной оптимизации режима резания для окончательной токарной обработки, которая обеспечивает максимальную производительность процесса с сохранением заданного качества обрабатываемой поверхности при реализации разработанного автоматизированного расчетного алгоритма.

Ключевые слова: проектирование, технологический процесс, нелинейное программирование, автоматизация.

The model of nonlinear optimization of the cutting mode for the final turning processing is proposed, which provides the maximum process productivity while maintaining the specified quality of the treated surface when implementing the developed automated calculation algorithm is proposed.

Keywords: design, technological process, nonlinear programming, automation.

Завершающим этапом разработки технологического процесса является определение оптимальных условий окончательных технологических переходов. Основная цель данной задачи — стабильное обеспечение всех требований, предъявляемых к качеству обрабатываемой поверхности, при минимальной себестоимости механической обработки и максимальной производительности. Для решения данной многокритериальной задачи следует применять автоматизированные методы расчета.

При выборе оптимальных режимов резания, обеспечивающих максимальную производительность обработки при заданном периоде стойкости режущего инструмента, следует назначать как можно большую площадь сечения срезаемого слоя, которая определяется произведением глубины t резания на подачу S инструмента за один оборот заготовки. При предварительно выбранном значении tS рациональнее увеличивать глубину t резания при соответствующем уменьшении подачи S [1]. Тогда целевая функция имеет вид:

$$F = tS \to \max. \quad (1)$$

Скорость $v_р$ резания для увеличения объема снимаемого металла в единицу времени определяем исходя из регламентированной стойкости режущего инструмента. Так, по каталогу CoroKey фирмы Sandvik базовая стойкость твердосплавной пластины, не превышающая 15 мин, обеспечивает базовую скорость $v_р$ = 225 м/мин. Следовательно, при увеличении подачи рекомендуется увеличивать и стойкость инструмента для последующего снижения скорости резания по сравнению с базовой величиной, используя коэффициенты коррекции.

(Окончание статьи. Начало см. на стр. 74)

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Макаров В. Н., Проскуряков С. Л.** Термомеханика высокоскоростной лезвийной обработки // Вестник машиностроения. 1993. № 5—6. С. 28—29.

2. **Макаров В. Н., Проскуряков С. Л., Непомнящий В. А.** Акустическая диагностика и режущая способность инструмента из сверхтвердых материалов // Контроль. Диагностика. 2003. № 6. С. 21—23.

3. **Коварская Е. З., Московенко И. Б.** Использование частот собственных колебаний при неразрушающем контроле физико-механических свойств материалов и изделий: Обзоры методов НК // В мире неразрушающего контроля. 2012. № 4. С. 5—8.

4. **Глаговский Б. А., Московенко И. Б.** Низкочастотные акустические методы контроля в машиностроении. Л.: Машиностроение, 1977. 208 с.

5. **Мартинов Г. М., Григорьев А. С.** Диагностирование режущих инструментов и прогнозирование их остаточной стойкости на станках с ЧПУ в процессе обработки // СТИН. 2012. № 12. С. 23—27.

6. **Черкасова Н. Ю., Волосова М. А.** Повышение эксплуатационных показателей режущих керамических пластин посредством поверхностной механической и ионно-плазменной обработки // СТИН. 2012. № 12. С. 19—23.

7. **Мокрицкий Б. Я.** Акустическая эмиссия как способ оценки свойств инструментальных материалов // Вестник машиностроения. 2010. № 10. С. 76—77.

8. **Бернштейн М. Л., Рахлладт А. Х.** Металловедение и термическая обработка стали: Справ. издание. 3-е. изд., перераб. и доп. В 3 т. Т. 1. Методы испытаний и исследования М.: Металлургия, 1983. 352 с.

9. **Волков Д. И., Проскуряков С. Л., Тарасов С. С.** Методика оптимизации операций токарной обработки деталей ГТД инструментом из СТМ по минимуму себестоимости // Известия Самарского научного центра РАН. 2016. Т. 18. № 1 (2). С. 170—174.

10. **Koryazhkin A. A., Tarasov S. S.** Moor efficient turning of curvilinear heatresistant alloy surface by ceramic tool // Russian Engineering Research. 2014. Т. 34. № 3. P. 183—187.

11. **Волков Д. И., Проскуряков С. Л.** Ультразвуковой метод контроля качества режущих пластин из сверхтвердых материалов // Известия Самарского научного центра РАН. 2016. Т. 18. № 1 (2). С. 166—169.

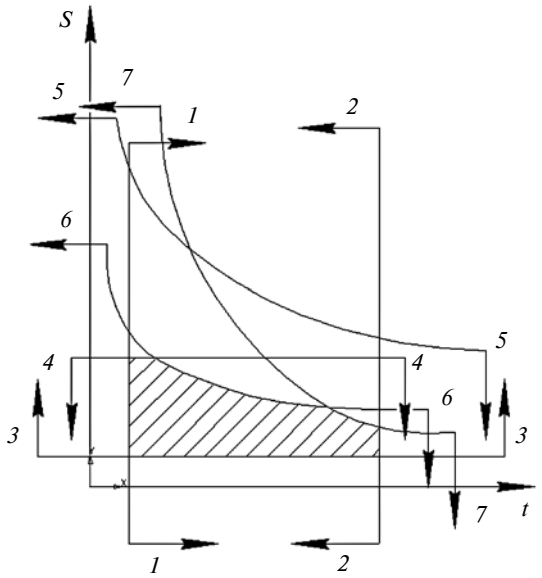


Рис. 1. Система ограничений для окончательной токарной обработки в координатах (*t*, *S*)

Очевидно, что критерий оптимизации должен обеспечить заданную максимальную производительность обработки. Следовательно, корректный выбор целевой функции является важным моментом при постановке оптимизационной задачи.

Методику построения математической модели процесса резания в числе первых предложил Г. К. Горанский [2]. Она содержала линейную оценочную функцию и систему неравенств. Оценочная функция, состоящая из частоты вращения шпинделя и подачи на один оборот инструмента, была получена логарифмированием соответствующего уравнения. В этом случае оптимальные параметры определяли известным методом линейного программирования. Очевидно, что такой подход при разработке автоматизированных методов расчета усложняет написание вычислительных процедур и требует большого числа промежуточных преобразований и вычислений.

В данной работе в качестве оптимизируемых параметров будем рассматривать глубину резания и рабочую подачу инструмента, так как они обеспечивают наименьшие затраты при механической обработке заготовки.

В процессе удаления срезаемого слоя глубина резания изменяется от минимально возможного значения $t_{\min}$ (т. е. припуска $z_{\min}$), определяемого по формуле В. М. Кована, до максимальной величины $t_{\max}$ (т. е. припуска $z_{\max}$), который зависит от допуска w_z на припуск. Данное колебание значения толщины снимаемого поверхностного слоя определяется размерным анализом технологического процесса и зависит, прежде всего, от качества спроектированного маршрута обработки [3].

Следовательно, математическую модель определяют функциональные связи параметров оптимизации с учетом ограничений, вносимых элементами технологической системы на соответствующем этапе механической обработки. В данном случае предлагается использовать семь факторов, влияющих на процесс резания и обеспечивающих показатели точности и качества обрабатываемой поверхности. В реальных производственных условиях подобная математическая модель может содержать произвольное число ограничений, определяемых специфическими задачами конкретного процесса обработки.

В рассматриваемой задаче предлагается использовать математическую модель, в которой реализованы параметры, необходимые для выполнения окончательных технологических переходов на токарном станке.

Графическое представление области допустимых решений для данной модели обработки представлено на рис. 1. Для каждого из семи ограничений область допустимых решений в системе координат *tS* указана линией со стрелками. Накладываются следующие ограничения: *1* — по минимальной глубине обработки; *2* — по максимальной глубине обработки; *3* — по наименьшей подаче инструмента (возможность станка); *4* — по подаче резца, определяемой качеством обрабатываемой поверхности; *5* — по стойкости инструмента; *6* — по износу режущей пластины; *7* — по жесткости обрабатываемой заготовки. Область допустимых решений заштрихована.

И целевая функция, и некоторые ограничения имеют нелинейный характер. Следовательно, математическая модель процесса резания представляет собой класс нелинейных оптимизационных задач, решаемые условной оптимизацией. Данный метод можно записать системой уравнений [4, 5]:

$$\begin{cases} F = f(x_i) \to \max(\min); \\ q_j(x_i) \le a_j; \\ q_j(x_i) \ge b_j; \\ z_i \le x_i \le Z_i; \\ j = 1, n; \;\; j = 1, m, \end{cases} \qquad (2)$$

где F — целевая функция или критерий оптимизации; $q_j(x_i) \le a_j$; $q_j(x_i) \ge b_j$ — ограничения для зависимостей переменных S и t.

Систему уравнений и целевую функцию (2) можно решить методом множителей Лагранжа [4]. Данный алгоритм позволяет исключить процедуру логарифмирования уравнений для последующего приведения их к линейному виду для решения методом Симпсона [6].

Запишем ограничения в формализованном виде:

1) по глубине резания:

$$t \ge t_{\min} = c_1;$$

2) по наибольшей глубине резания:

$$t \le t_{\max} = c_2;$$

3) по наименьшей рабочей подаче режущего инструмента:

$$S \ge S_{\min} = c_3;$$

4) по качеству обрабатываемой поверхности (эмпирическая зависимость по каталогу CoroKey фирмы Sandvik Coromant):

$$S \le \sqrt{25 Ra 10^{-3} r_{\Psi}} = c_4,$$

5) по стойкости режущего инструмента в эмпирическом виде:

$$t^{x_v} S^{y_v} \le \frac{C_v K_v}{T^m v_{\text{р}}} = c_5,$$

где T — стойкость инструмента, мин; $v_{\text{р}}$ — скорость резания; C_v, x_v, y_v, m — эмпирические коэффициенты из справочника [15]; K_v — коэффициент, учитывающий материал инструмента, заготовки и состояние обрабатываемой поверхности [15];

6) по износу режущего инструмента в эмпирическом виде:

$$t^p S^m \le \frac{U_0}{1{,}6 \cdot 10^{-6} v_p^n K_{\varphi} K_{\text{и}} K_{\text{з}}} = c_6,$$

где U_0 — относительный износ, мкм/км; p, m, n — показатели степени для разных обрабатываемых материалов и разных условий обработки [1]; K_{φ}, $K_{\text{и}}$, $K_{\text{з}}$ — эмпирические коэффициенты, характеризующие геометрию и материал режущей части инструмента и заготовки [1];

7) по жесткости обрабатываемой заготовки:

$$t^{x_p} S^{y_z} \le \frac{3EJ(K_{T_d} T_d)}{10 C_p v_p^n K_p L^3} = c_7,$$

где K_{T_d} — коэффициент компенсации части поля допуска размера [1]; T_d — допуск получаемого размера; E, J — модуль упругости и момент инерции заготовки; C_p, x_p, y_p, n — эмпирический коэффициент и показатели степени при определении силы резания P_y [5]; K_p — коэффициент, учитывающий фактические условия резания [15]; L — максимальная длина вылета заготовки из патрона.

Зависимости составлены в соответствии с формулами, описанными в работах [1, 7, 8].

В качестве критерия оптимизации рассматривается целевая функция (1), следовательно, данная задача является двухпараметрической. Скорость $v_{\text{р}}$ резания, как третий параметр режима резания, регламентируется стойкостью режущего инструмента и задается как рекомендуемая величина по каталогу производителя режущего инструмента.

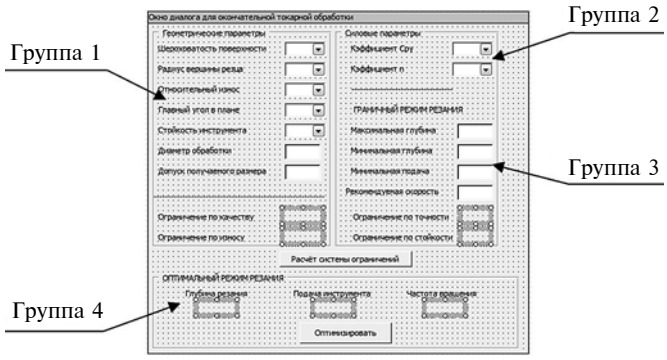


Рис. 2. Формат окна диалога для решения оптимизационной задачи

Подставив систему ограничений и функцию (1) в зависимость (2), получим систему уравнений:

$$\begin{cases} F = tS \to \max; \\ t \ge c_1; \\ t \le c_2; \\ S \ge c_3; \\ S \le c_4; \\ t^{x_v} S^{y_v} \le c_5; \\ t^p S^m \le c_6; \\ t^{x_p} S^{y_p} \le c_7; \\ t_i, S_i > 0. \end{cases}$$

Для решения окончательно сформированной математической модели использовали среду Visual Basic for Application, встроенную в табличный процессор Ms Excel. Использование готовых приложений данной объектной модели [9, 10] позволило упростить написание программного кода.

Идея нелинейной оптимизации при поиске решений с использованием Ms Excel была реализована Леоном Ласдоном и Аланом Уореном [11—13].

Для выполнения задачи программными методами смоделировано пользовательское окно диалога для ввода исходных данных и отображения результатов работы расчетного алгоритма (рис. 2), которое позволяет визуализировать ввод исходных данных в виде: кинематических параметров процесса резания (группа 1), силовых параметров процесса резания (группа 2), граничных значений режима резания (группа 3), а также отобразить на заключительном этапе результат решения оптимизационного алгоритма: глубину резания, подачу инструмента, частоту вращения шпинделя (группа 4).

На втором этапе решения оптимизационной задачи был разработан программный код в среде программирования Visual Basic for Application, который включает в себя три процедуры.

Первая процедура **"start"** служит для визуализации окна диалога на экране для последующего ввода исходных данных:

```
Sub start ()
Sheets("Лист1"). Select
DialogSheets("Windows"). Show
With DialogSheets("Windows")
    .DropDowns(1).Remove Allltems
    .DropDowns(1).AddItem 0.8;1.6;3.2 — шероховатость поверхности
- - - - - - - - - - - - - - - - - - - - - - - - - - - - - - - -
    .DropDowns(2).RemoveAllItems
    .DropDowns(2).AddItem 1.6; 2.0; 2.4 — радиус вершины резца
- - - - - - - - - - - - - - - - - - - - - - - - - - - - - - - -
    .DropDowns(3).RemoveAllItems
    .DropDowns(3).AddItem 4.7; 6.5; 8.5; 10 — износ инструмента
- - - - - - - - - - - - - - - - - - - - - - - - - - - - - - - -
    .DropDowns(4).RemoveAllItems
    .DropDowns(4).AddItem 30; 45; 60; 90 — главный угол в плане
- - - - - - - - - - - - - - - - - - - - - - - - - - - - - - - -
    .DropDowns(1).RemoveAllItems
.DropDowns(l).AddItem "10; 15; 20; 25; 30; 45; 60" — стойкость
End With
End Sub
```

Вторая процедура **"poisk"** реализует присвоение переменным значений из окна диалога, выполняет последовательный расчет системы ограничений и выводит результаты вычислительного алгоритма в группы 1—3 визуализированного на экране окна диалога (см. рис. 2):

```
Sub poisk ()
With DialogSheets("Windows")
'присвоение переменным их значений из окна диалога
(ra, rpsi, u0, fi, stoi, cv, x, y, n) =
val(.DropDowns(i).Text)
(tmin, tmax, smin, vi, dob, dop, ld) =
Val(.EditBoxes(i).Text)
- - - - - - - - - - - - - - - - - - - - - - - - - - - - - - - -
'расчет ограничений
pod1 = (25 * ra * 10^-3 * rpsi) ^ 0.5
.Labels(22).Text = pod1
c1 = pod1
c2 = (3 * upr * iner * K_Td * dop) / (10 * cp * v1 ^ n *
1.15 * ld ^ 3)
c3 = (420 * 1.15) / (stoi ^ 0.2 * v1)
c4 = U0 / (1.6 * 10 ^ -6 * v1 ^ 3 * kfi)
' передача параметров в оптимизационную модель
Cells(9, 4) = tmin
Cells(10, 4) = tmax
Cells(11, 4) = podl
Cells(12, 4) = smin
Cells(13, 4) = c3
Cells(14, 4) = c2
Cells(15, 4) = c4
.Labels(25).Text = c1
.Labels(26).Text = c2
.Labels(28).Text = c3
.Labels(30).Text = c4
End With
End Sub
```

Третья процедура **"Find_Root"** выполняет нелинейное программирование оптимизационной модели и выводит значения целевой функции в группу 3 окна диалога:

```
Sub Find_Root ()
'работа модуля нелинейной оптимизации
SolverOk
SetCell:= Cells(i, j), MaxMinVal:= 1, ValueOf:= 0,
ByChange:= Range("B3.C3")
SolverSolve True
End Sub
```

В данной процедуре решение задачи нелинейного программирования целевой функции системы ограничений выполняет стандартная функция SolverOk, которая является приложением объектной модели Ms Excel. Данная функция имеет следующую структуру:

SolverOK (SetCell, MaxMinVal, ValueOf, ByChange)(3)

Синтаксис зависимости (3) описывается следующим образом:

1) SetCell указывает целевую ячейку в объектной модели Ms Excel;

2) MaxMinVal указывает: 1 — если находится максимальное значение целевой функции; 2 — если минимальное значение; 3 — если есть конкретное значение целевой функции;

3) ValueOf определяет значение, с которым сопоставляется далее значение целевой функции; если предыдущий параметр MaxMinVal содержит 1 или 2, то аргумент ValueOf принимает нулевое значение;

4) ByChange указывает заданный диапазон ячеек в объектной модели Ms Excel, в котором будут находиться значения оптимальных параметров.

В качестве примера решения данной оптимизационной задачи рассмотрим окончательную обработку заготовки из стали 45 диаметром 60 мм. Условия обработки: точность размера — 46 мкм; параметр шероховатости поверхности Ra = 1,6; радиус вершины резца — 0,8 мм; стойкость инструмента — 15 мин; рекомендуемая скорость резания — 400 м/мин; главный угол в плане режущей пластины составляет 45°; минимальная глубина резания — 0,05 мм.

Окно диалога с решением данной задачи представлено на рис. 3. Результаты: оптимальная глубина резания t = 0,24 мм; S = 0,14 мм/об;

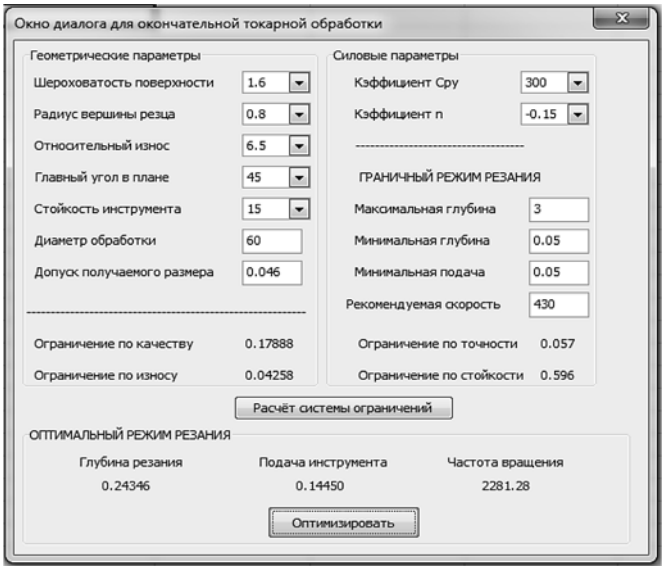


Рис. 3. Результат решения задачи

$n = 2281$ мин$^{-1}$. Подача инструмента составляет 319 мм/мин.

Предложенный алгоритм позволяет установить оптимальные значения параметров окончательной механической обработки черных металлов в диапазонах, указанных в справочниках по режимам резания [14, 15] и каталогах производителей режущего инструмента.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Комиссаров В. И., Леонтьев В. И.** Точность, производительность и надежность в системе проектирования технологических процессов. М.: Машиностроение, 1985. 224 с.
2. **Горанский Г. К.** Расчет режимов резания при помощи электронно-вычислительных машин. Минск: Государственное издательство БССР, 1963. 192 с.
3. **Ашихмин В. Н., Закураев В. В.** Размерный анализ при технологическом проектировании: Учеб. пособие. Екатеринбург: ГОУ ВПО УГТУ—УПИ, 2005. 93 с.
4. **Бертсекас Д.** Условная оптимизация и методы множителей Лагранжа / Пер. с англ. И. В. Третьякова; под ред. Е. Г. Гольштейна. М.: Радио и связь, 1987. 398 с.
5. **Цирлин А. М.** Методы оптимизации для инженеров. Директ-Медиа, 2015. 392 с.
6. **Шуп Т.** Решение инженерных задач на ЭВМ: Практическое руководство / Пер. с англ. М.: Мир, 1982. 238 с.
7. **Маталин А. А.** Технология машиностроения: Учебник. Л.: Машиностроение, 1985. 496 с.
8. **Системы** автоматизированного проектирования технологических процессов, приспособлений и режущих инструментов. Учебник / С. Н. Корчак, А. А. Кошин, А. Г. Ракович, Б. И. Синицын; под общ. ред. С. Н. Корчака. Машиностроение, 1988. 352 с.
9. **Комягин В. Б.** Программирование в Excel на языке Visual Basic. М.: Радио и связь, 1996. 320 с.
10. **Курицкий Б. Я.** Поиск оптимальных решений средствами Excel. СПб.: BHV, 1997. 384 с.
11. **Lasdon Leon S.** Optimization Theory for Lange System. New York: Macmillan, 1970. 523 p.
12. **Chien-Mien P., Busch-Vishniac I. J., Leon L. S.** Optical Sensor Design Using Nonlinear Programming // Engineering Optimization. 2000. N. 32. P. 523—548.
13. **Gajulappali R. S., Lasdon L. S.** Computational Experience with a Safeguarded Barrier Algorithm for Sparse Nonlinear Programming // Computational Optimization and Applications. 2001. N. 19. P. 107—120.
14. **Гузеев В. И., Батуев В. А., Сурков И. В.** Режимы резания для токарных и сверлильно-фрезерно-расточных станков с числовым программным управлением: Справочник / Под ред. В. И. Гузеева. М.: Машиностроение, 2005. 368 с.
15. **Справочник** технолога-машиностроителя / Под ред. А. Г. Косиловой, Р. К. Мещерякова. Т. 2. М.: Машиностроение, 1986. 496 с.

Вниманию авторов

Не допускается предлагать к публикации уже опубликованные или намеченные к публикации в других журналах материалы.

Статьи в редакцию можно присылать на e-mail: vestmash@mashin.ru. В случае пересылки статьи почтой, кроме текста, напечатанного на белой бумаге формата А4 на одной стороне листа через 1,5—2 интервала 14-м кеглем, необходимо прикладывать электронную версию (шрифт Times New Roman в Microsoft Word, 14-й кегль, расстояние между строк 1,5).

К статье прилагаются:

1) акт экспертной комиссии, подтверждающий, что статья не содержит материалов, входящих в перечень сведений, отнесенных к государственной тайне Указом Президента РФ № 1203 от 30.11.1995, и может быть опубликована в открытой печати;

2) аннотация (1—3 предложения) и ключевые слова;

3) сведения об авторах (фамилия, имя, отчество, место работы, должность, ученая степень, адрес, e-mail, телефон).

Объем статьи не должен превышать 20 страниц (с рисунками и таблицами). Все страницы должны быть пронумерованы. Рисунки и таблицы давать после текста.

Представляя статью в редакцию для публикации, авторы выражают согласие с тем, что:

1) статья может быть переведена и опубликована на английском языке;

2) после публикации в журнале материал может быть размещен в Интернете;

3) авторский гонорар за публикацию статьи не выплачивается.

Редакция оставляет за собой право сообщать автору о результатах рецензирования без предоставления рецензии.

Представленные в редакцию материалы обратно не высылаются.

Минимальный срок публикации — 4 месяца со дня предоставления рукописи в редакцию при соблюдении всех изложенных выше требований (обусловлен технологическим процессом).

УДК 621.9.011

И. П. ДЕРЯБИН, д-р техн. наук, И. Н. МИРОНОВА, канд. техн. наук
(Южно-Уральский ГУ, г. Челябинск), e-mail: derigp@gmail.com

Исследование стойкости режущих пластин разных производителей при обработке титановых сплавов

Экспериментально оцениваются периоды стойкости режущих пластин фирм SANDVIK, SUMITOMO, MITSUBISHI и SECO при токарной обработке титановых сплавов ОТ4, ВТ6, ВТ20, ВТ22.

Ключевые слова: токарная обработка, режущая пластина, титановый сплав, стойкость, инструментальный материал.

The periods of durability of cutting inserts of SANDVIK, SUMITOMO, MITSUBISHI and SECO companies are experimentally estimated at turning processing of titanium alloys "OT4", "BT6", "BT20", "BT22".

Keywords: turning processing, cutting insert, titanium alloy, durability, tool material.

Титан и титановые сплавы широко применяются в машиностроении и авиастроении благодаря высокой коррозионной стойкости и удельной прочности. Однако наряду с достоинствами данные материалы имеют ряд недостатков, в частности, отличаются плохой обрабатываемостью.

Сегодня многие металлообрабатывающие предприятия используют инструменты, оснащенные режущими пластинами таких производителей, как Sumitomo Carbide, Sandvik, Mitsubishi Materials, Seko.

В известных справочниках по обработке металлов резанием [1] очень мало информации по режимам резания для титана и его сплавов. Рекомендуемые же режимы, как правило, приводятся для режущих пластин определенной стойкости (табл. 1).

Цель данного исследования — определение стойкости многогранных неперетачиваемых режущих пластин разных производителей (SECO, MITSUBISHI, SUMITOMO, SANDVIK) при токарной обработке титановых сплавов.

Эксперименты проводили на токарном станке 200НТ с ЧПУ (производитель Трехгорный приборостроительный завод). Для обработки применяли резцы с державкой DCLNL 2020-K12 (рис. 1) и режущие пластины CNMG 120408 (рис. 2) разных производителей.

В экспериментах использовали заготовки из материалов: ОТ4, ВТ16, ВТ20, ВТ22; их параметры приведены в табл. 2.

Перед обработкой заготовки обтачивали по наружной поверхности до параметра шероховатости $Rz = 40$ мкм, подрезали торцы и тщательно зачищали центровые отверстия.

Точение осуществляли с применением СОЖ Adrana A 2859. Износ режущей части инструмента оценивали с помощью бинокулярного стереоскопического микроскопа МБС-10М.

Деталь устанавливали на станок в патроне с поджимом задним центром. На станке настраивали режимы резания: подача $S = 0{,}15$ мм/об; глубина резания $t = 1$ мм; скорости резания $v = 70$; 90; 110; 130 м/мин. Частоту вращения n шпинделя устанавливали по заданной скорости. В ходе эксперимента скорость резания оставалась постоянной.

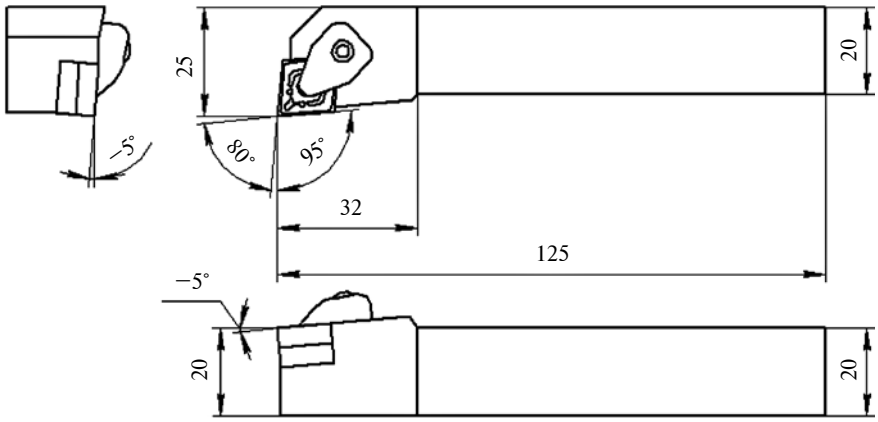


Рис. 1. Державка DCLNL 2020-K12

Таблица 1

Рекомендуемые производителями режимы резания для титановых сплавов

Режущая пластина (производитель)	v, м/мин	S, мм/об	t, мм
1 (SECO)	25÷35	0,18÷0,4	0,5÷4
2 (MITSUBISHI)	25÷80	0,10÷0,25	0,5÷4
3 (SUMITOMO)	35÷55	0,15÷0,3	1÷4
4 (SANDVIK)	35	0,18÷0,3	0,96÷4

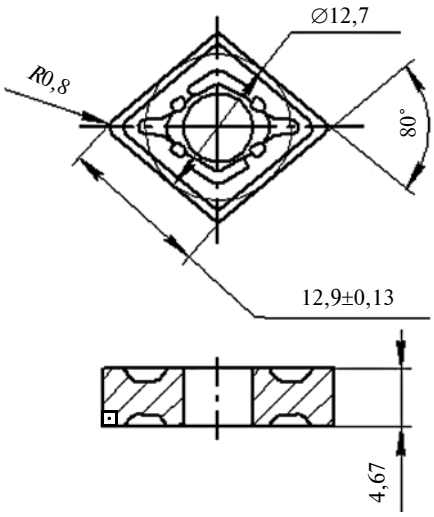


Рис. 2. Режущая пластина CNMG 120408

Резец устанавливали перпендикулярно к линии центров станка, вершина его находилась строго на уровне оси обрабатываемой заготовки. Вылет резца во всех опытах оставался неизменным и составлял 25 мм. Жесткость крепления в резцедержателе оставалась одинаковой.

В ходе экспериментов в протокол заносили параметры режима резания: v, S, t, n, а также длину l прохода и износ $h_з$ задней поверхности резца. Заготовку обтачивали до изнашивания резца. За критерии изнашивания были приняты: износ задней поверхности $h_з$ = 0,3÷0,4 мм и ухудшение шероховатости обрабатываемой поверхности [2]. Износ задней поверхности контролировали через каждые 100 мм прохода резцом на инструментальном микроскопе МБС-10М.

В исследованиях использовали пластины четырех производителей: 1 — CNMG 120408 MR4 TS2500 (производитель SECO); 2 — CNMG 12408 MS MP9015 (производитель Mitsubishi), 3 — CNMG 120408 N-EG EH510 (SUMITOMO); 4 — CNMG 120408 SM115 (SANDVIK).

Таблица 2

Параметры заготовок

Материал	Диаметр заготовки, мм	Длина заготовки, мм
ОТ4	96	477
ВТ16	108	442
ВТ20	100	47
ВТ22	201	482

Для обработки экспериментальных данных применяли аппроксимацию зависимостью $T = Av^B e^{Cv}$, где A, B и C — коэффициенты аппроксимации.

По полученным функциям построены зависимости периода стойкости T инструмента от скорости v резания (рис. 3).

Было установлено, что при обработке сплавов ОТ4 и ВТ6 наибольшей стойкостью обладают режущие пластины фирмы SUMITOMO, а при обработке сплава ВТ20 стойкости исследуемых режущих пластин примерно одинаковые, при обработке сплава ВТ22 наибольшей стойкостью обладает режущая пластина фирмы SECO. При обработке сплавов ВТ6 и ВТ22 не рекомендуется применять режущие пластины фирмы Mitsubishi. При скоростях резания выше 100 м/мин стойкости всех режущих пластин примерно одинаковые.

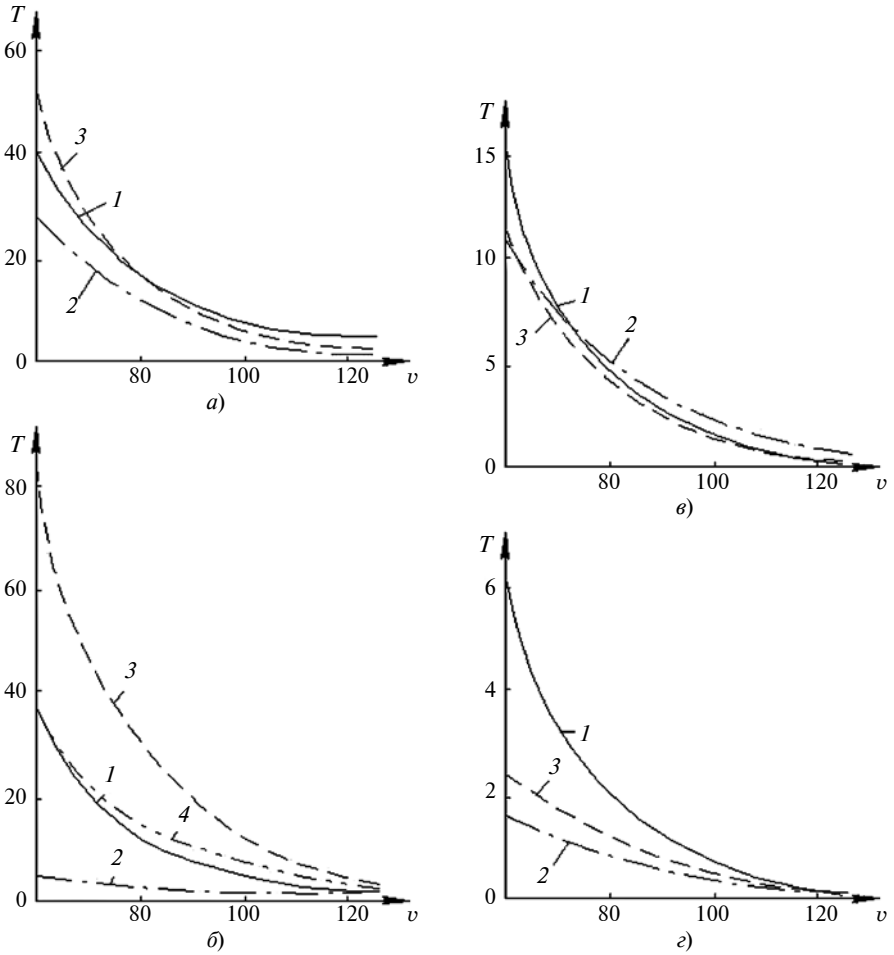


Рис. 3. Зависимости периода стойкости *T* режущих пластин производителей SECO (*1*), Mitsubishi (*2*), SUMITOMO (*3*) и SANDVIK (*4*) от скорости *v* резания при обработке сплавов ОТ4 (*а*), ВТ6 (*б*), ВТ20 (*в*), ВТ22 (*г*)

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Режимы** резания труднообрабатываемых материалов: Справочник / Я. Л. Гуревич, М. В. Горохов, В. И. Захаров и др. М.: Машиностроение, 1986. 240 с.

2. **Башков В. М., Кацаев П. Г.** Испытания режущего инструмента на стойкость. М.: Машиностроение, 1985. 136 с.

УДК 621.941.1.04

В. В. МЫЛЬНИКОВ, канд. техн. наук (Нижегородский государственный архитектурно-технический университет), А. И. ПРОНИН, канд. техн. наук (Комсомольский-на-Амуре ГТУ), Е. А. ЧЕРНЫШОВ, д-р техн. наук (Нижегородский ГТУ им. Р. Е. Алексеева), e-mail: mrmylnikov@mail.ru

Оптимизация режима точения закаленной стали режущей керамикой методом симплекс планирования

Методом симплекс планирования найден оптимальный режим при токарной обработке закаленной стали режущей керамикой.

Ключевые слова: режущая керамика, закаленная сталь, оптимизация, сигнал акустической эмиссии, стойкость инструмента.

By the simplex method of planning, an optimal mode is found for turning processing of hardened steel by cutting ceramics.

Keywords: cutting ceramics, hardened steel, optimization, acoustic emission signal, tool life.

В современных условиях жесткой конкуренции машиностроительные предприятия вынуждены интенсифицировать производственные процессы, а следовательно, повышать режимы обработок, обеспечивать гибкость производства и осваивать новые технологии.

Достичь высоких показателей производительности и качества механической обработки деталей при минимальной себестоимости можно оптимизацией технологического процесса, режима резания и правильным выбором инструмента для конкретных условий обработки.

Большинство стальных деталей перед чистовой обработкой подвергают термообработке или поверхностному упрочнению для придания поверхностным слоям высоких износостойкости и твердости. Однако высокая твердость, полученная после закалки, значительно снижает обрабатываемость деталей.

Закалке подвергают такие детали, как зубчатые колеса, валы, оси, которые, как правило, обрабатывают точением. При этом инструмент, которым обрабатывают закаленные стали, должен обладать высокой химической инертностью, термостойкостью и стойкостью к абразивному изнашиванию.

При резании твердых материалов режущая кромка инструмента испытывает высокое давление. При этом выделяется большое количество теплоты. Высокие температуры способствуют разупрочнению стружки, тем самым, снижая силы резания, но снижают работоспособность инструмента. Поэтому далеко не все инструментальные материалы подходят для обработки закаленных деталей.

Самой трудной для обработки резанием является заготовка из закаленной стали с твердостью 40÷50 *HRC*. Работоспособность твердых сплавов в этих условиях из-за теплостойкости очень низкая. Режущая керамика быстро изнашивается [1], так как из-за недостаточной твердости обрабатываемого материала на задней и передней поверхностях инструмента образуются наросты, вызывающие сколы режущей кромки при их срыве [2]. Поэтому инструментальный материал для точения заготовок данной твердости следует выбирать по экономическим показателям, так как в зависимости от типа производства приходится выбирать: или низкая производительность и точность при обработке твердым сплавом, или высокая производительность при использовании режущей керамики при большой вероятности поломки режущей пластины [3].

Была поставлена задача — найти оптимальные режимы точения деталей из закаленной стали режущей керамикой, обеспечивающие минимальную интенсивность изнашивания инструмента (по наибольшему пути резания до затупления). Для этого исследовали изнашивание режущих пластин из оксидно-карбидной керамики ВОК-60 при разных скоростях резания и подачах для определения симплексным планированием оптимальных режимов обработки стали 45, закаленной до твердости 45 *HRC*.

Для сравнения режимов резания в качестве параметра было выбрано выборочное среднеквадратическое отклонение значений сигнала акустической эмиссии $S_{АЭ}$, рассчитываемое по формуле

$$S_{АЭ} = \sqrt{\frac{1}{n}\sum_{i=1}^{N}(x_i - \bar{x})^2}, \qquad (1)$$

где $\bar{x}$ — среднее арифметическое выборки сигнала АЭ; x_i — текущее значение АЭ сигнала; N — число амплитуд АЭ сигналов, взятых для расчета; n — объем выборки.

Оценку статистических характеристик сигнала проводили в пакете Statistica 6.0.

Были исследованы зависимости информативного параметра АЭ от условий обработки, в ходе которого определен диапазон оптимальных скоростей резания пластинами ВОК-60 стали 45, закаленной до твердости 45 *HRC*, при фиксированном режиме: подача S = 0,1 мм/об.; глубина резания t = 0,2 мм; скорость резания v = 380÷400 м/мин [4].

Для подтверждения достоверности информации, полученной в ходе эксперимента, принято решение о сравнительном анализе изнашивания пластины из режущей керамики при различных скоростях резания. После каждого прохода инструмента на микроскопе БМИ-1 измеряли линейный износ $h_з$ задней поверхности и определяли длину пути резания $L_р = L\pi D/s$, где D — текущий диаметр заготовки. Результаты испытаний представлены в табл. 1 и на рис. 1.

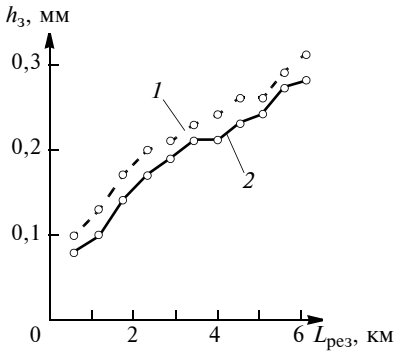


Рис. 1. Зависимость износа $h_з$ режущей керамики от пути резания $L_р$ при v = 350 (*1*) и 390 м/мин (*2*)

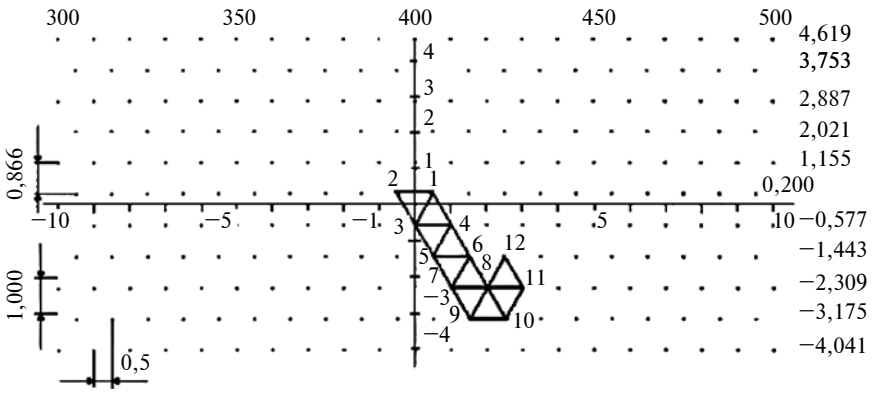


Рис. 2. Симплекс метод поиска оптимальных режимов резания

Анализ полученных результатов показал, что смещение скоростей резания в зону оптимума (v = 380÷400 м/мин) позволяет увеличить период стойкости режущей пластины, что соответствует результатам, полученным по сигналу АЭ [4].

Для определения оптимальных режимов резания для обработки закаленной стали в двухфакторном пространстве использовали специальный план эксперимента в виде симплекса. При этом не требуется вычисления градиента функции отклика. Метод симплексного планирования позволяет без предварительного изучения влияния факторов найти область оптимума.

Симплекс — простейший выпуклый многогранник, образованный (к + 1) вершинами в n-мерном пространстве, которые соединены между собой прямыми линиями. Координаты вершин симплекса являются значениями фактора в отдельных опытах. Так, в двухфакторном пространстве (к = 2) симплекс представляет собой треугольник, в трехфакторном пространстве (к = 3) — тетраэдр и т. д. Симплекс называется правильным, или регулярным, если все расстояния между его вершинами равны (равносторонний треугольник, правильный тетраэдр и т. д.) [5—8].

Эксперимент выполняли на токарном станке 16К20ФЗС32 и использовали проходной резец с механическим креплением режущей пластины, которую закрепляли в державку, обеспечивая углы: $\gamma = -8°$; $\alpha = 8°$; $\lambda = 5$. Глубина резания была постоянной и составляла 0,2 мм. В ходе эксперимента варьировали скорость резания и подачу.

Нулевая точка симплекс-оптимизации представлена значениями v_0 = 400 м/мин и S_0 = 0,2 мм. Варьируемые режимы резания зашифрованы: $v - x_1$, $S - x_2$. По оси абсцисс откладывали значения скорости, по оси ординат — значения подачи. Интервалы варьирования составляли: для скорости Δv = 10 м/мин, для подачи ΔS = 0,025 мм/об. Диапазон изменения скоростей v = = 300÷500 м/мин; диапазон значений подач S = 0,1÷0,3 мм/об., что соответствует чистовому точению.

Значения точек (вершин симплекс-треугольника) приведены в табл. 2.

Эксперимент закончили, когда треугольник стал вращаться вокруг точки *8*, что указывало на получение зоны оптимальных режимов резания (рис. 2).

Таким образом, симплекс методом был установлен оптимальный режим резания для закаленной стали 45: v = 410÷430 м/мин, S = 0,12÷0,16 мм/об., что не-

Таблица 1

Зависимость износа сменных многогранных режущих пластин от скорости резания

Номер серии проходов	D, мм	$\Sigma L_р$, м	ΣT, мин	$h_з$, мм	
				v = 350 м/мин	v = 390 м/мин
1	80,0	600,17	1,71	0,10	0,08
2	78,8	1191,29	3,4	0,13	0,10
3	77,6	1773,37	5,07	0,17	0,14
4	76,4	2346,39	6,7	0,20	0,17
5	75,2	2910,37	8,32	0,21	0,19
6	74,0	3465,30	9,9	0,23	0,21
7	72,8	4011,19	11,46	0,24	0,21
8	71,6	4548,02	12,99	0,26	0,23
9	70,4	5075,81	14,5	0,26	0,24
10	69,2	5594,55	15,98	0,29	0,27
11	68,0	6104,24	17,44	0,31	0,28

Примечание. $\Sigma L_р$ — суммарный путь резания; ΣT — суммарное время резания.

Таблица 2

Режимы резания для вершин симплекс-треугольника

Номер точки	v, м/мин	S, мм/об	$S_{АЭ}$, мкВ
1	405	0,2072	47,12
2	395	0,2072	51,25
3	400	0,1856	45,05
4	410	0,1856	41,22
5	405	0,1639	38,23
6	415	0,1639	32,06
7	410	0,1423	27,33
8	420	0,1423	23,12
9	415	0,1206	25,02
10	425	0,1206	24,00
11	430	0,1483	23,78
12	425	0,1639	26,15

Примечание. $S_{АЭ}$ — выборочное среднеквадратическое отклонение сигнала АЭ.

ТЕХНИЧЕСКАЯ ИНФОРМАЦИЯ

УДК 620.93:661.961

В. Б. ВАРГАНОВ, канд. техн. наук, А. М. БАСАЛАЕВ, С. В. ВАРГАНОВ, П. А. СТОРОЖЕНКО, д-р техн. наук (ГНЦ РФ ГНИИХТЭОС), e-mail: basik_s@mail.ru

Автоматизированная система исследований генерации водорода при производстве портативных источников питания

Разработана автоматизированная система для оптимизации параметров генерации водорода при реакции гидролиза сплава магния с никелем в водном растворе хлорида натрия и реакций каталитического гидролиза боргидрида натрия.

Ключевые слова: исследование, автоматизированная система, генерация водорода, сплав магния, боргидрид натрия, источник питания, топливный элемент.

An automated system was developed to optimize the parameters of hydrogen generation during hydrolysis reaction of a magnesium-nickel alloy in an aqueous solution of sodium chloride and the reactions of catalytic hydrolysis of sodium borohydride.

Keywords: research, automated system, hydrogen generation, magnesium alloy, sodium borohydride, power source, fuel cell.

Сегодня в машиностроении применяют IT-технологии в системах контроля эксплуатируемой техники [1—3], а также активно внедряют их при разработке новых изделий и их изготовлении [4—6]. Для повышения качества исследовательских работ используют автоматизацию экспериментов, позволяющую не только планировать выполнение опытов и регистрировать полученные результаты, но и управлять ходом экспериментов с целью их оптимизации.

Для повышения эффективности исследовательских работ при создании высокоэффективных альтернативных источников энергии и, в частности, малогабаритных источников питания на основе генераторов водорода и топливных элементов [5, 7, 8] в ГНИИХТЭОС была создана автоматизированная система научных

(Окончание статьи. Начало см. на стр. 84)

сколько больше результата предыдущего эксперимента (v = = 380÷400 м/мин) [4]. То, что в данном случае оптимальная подача оказалась больше, можно объяснить тем, что объем деформируемого материала увеличился, а следовательно, необходимо увеличить скорость резания, чтобы повысить среднюю температуру в зоне первичных пластических деформаций. Увеличенная подача, возможно, связана с необходимостью демпфирования колебательного движения, дестабилизирующего технологическую систему, что снижает среднюю температуру в зоне деформации. Прямого влияния подачи на температуру в зоне резания не установлено. Однако очевидно, что необходимо снижать вибрации, возникающие в технологической системе, которые зависят от множества факторов (жесткости оборудования, конструкции державки инструмента и т. д.).

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Исследование** стойкости режущей керамики при точении закаленных заготовок / В. В. Мыльников, А. И. Пронин, И. И. Рожков, Д. И. Шетулов // Междунар. ж-л прикладных и фундаментальных исследований. 2013. № 10 (2). С. 229—230.

2. **Пронин А. И., Мыльников В. В., Чернышов Е. А.** Причины низкой работоспособности пластин из режущей керамики при твердом точении // Материаловедение. 2014. № 5. С. 13—15.

3. **Пронин А. И., Мыльников В. В.** Влияние различных методов упрочнения на работоспособность режущих пластин из поликристаллических сверхтвердых материалов и минералокерамики при обработке труднообрабатываемых материалов // Технология металлов. 2011. № 9. С. 36—40.

4. **Определение** оптимальной скорости резания твердого точения с использованием сигналов акустической эмиссии / А. И. Пронин, В. В. Мыльников, Е. А. Чернышов, Д. И. Шетулов // Контроль. Диагностика. 2014. № 4. С. 40—44.

5. **Планирование** эксперимента при поиске оптимальных условий / Ю. П. Адлер, Е. В. Маркова, Ю. В. Грановский. М.: Наука, 1976. 279 с.

6. **Спиридонов А. А.** Планирование эксперимента при исследовании технологических процессов. М.: Машиностроение, 1981. 184 с.

7. **Нечаев К. Н.** Повышение эффективности процессов обработки металлов на основе методов теории планирования многофакторных экспериментов // Металлообработка. 2011. № 1 (13). С. 2—5.

8. **Нечаев К. Н.** Теория планирования многофакторных экспериментов — резерв повышения эффективности технологических процессов // Инструмент и технологии. 2008. № 25. Вып. 1. С. 140—145.

исследований (АСНИ) процессов генерации водорода. Данные источники питания предназначены для навигаторов, ноутбуков, радиостанций, робототехнических устройств, специализированных мобильных промышленных установок, т. е. для устройств мощностью 5÷250 Вт.

При создании АСНИ исходные данные для аппаратурно-технического и информационно-программного обеспечения формировали с учетом требований по контролю, регулированию, управлению и обработки информации при исследовании работы генераторов водорода.

Основные функции АСНИ:

контроль и регулирование заданного расхода боргидрида натрия при работе генераторов водорода на его основе;

контроль и регулирование заданного расхода хлорида натрия при работе генераторов водорода на основе сплава магния;

контроль и обеспечение заданного давления генерируемого водорода;

контроль температуры в реакционной зоне;

контроль температуры исходного рабочего раствора;

контроль температуры в сепарационной зоне;

контроль температуры водорода после генератора;

контроль концентрации оксида углерода в генерируемом водороде от 0 до 0,0001 %;

индикация превышения норм по давлению и температуре;

блокировка работы генератора при превышении предельного давления;

регистрация и хранение данных, полученных при исследовании;

графическое представление изменений рабочих параметров;

расчет и установление зависимостей рабочих функциональных параметров генератора.

Техническое обеспечение АСНИ включает в себя:

1) локальные средства автоматизации:

сигнализатор концентраций серии ДАМ с блоком питания;

датчики давления серии ЗОНД, датчики давления 24PC15SMT (фирма Motorola);

датчики температуры ТЦМ1530 и ТТ-134;

клапан — минираспределитель K-100-333-K11 (фирма CAMOZZI);

микронасосы Д200;

счетчики расходомеры Д200;

приборы для электронной настройки (осциллограф, частотомер, генератор синусоидальных колебаний, генератор прямоугольных колебаний);

2) ПИК контроллеры PIC16C773-1/SP PDIP28;

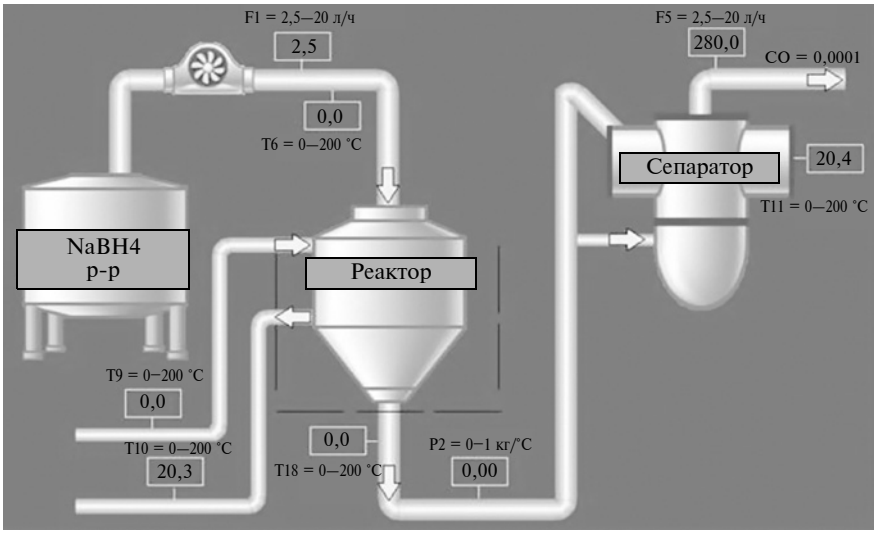
3) контроллер MC8 в сборе с модулями ввода-вывода аналоговых и дискретных сигналов;

4) компьютер.

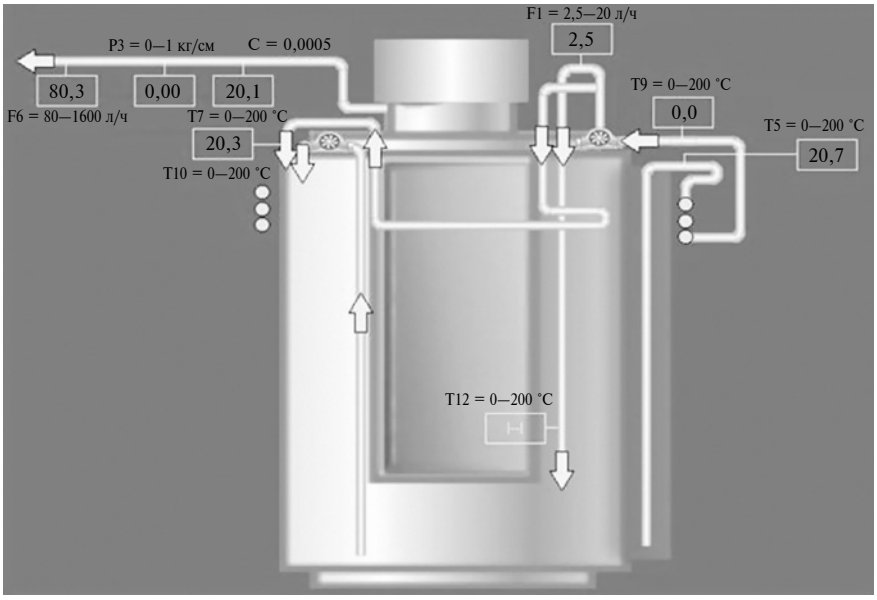
Требования к АСНИ по метрологическому обеспечению:

погрешность измерения аналоговых сигналов не превышает 0,5÷1 % от предельного значения параметра;

используется система датчиков технологических параметров с погрешностью до 1 %;



а)



б)

Схемы технологических процессов генерации водорода на основе реакций каталитического гидролиза боргидрида натрия (*а*) и гидролиза сплава магния с никелем в водном растворе хлорида натрия (*б*)

контроль концентрации оксида углерода в диапазоне 0÷0,0001 %.

Программные средства, используемые в АСНИ, обеспечивают:

выполнение всех функций, реализуемых с участием программируемых средств вычислительной техники, в соответствии с ГОСТ 17195—76;

тестирование и диагностику отказов;

расширение и коррекцию.

Программное обеспечение для управляющей станции масс-спектрометра ЭМГ-20 основывается на технологии интеллектуального анализа данных и SCADA-технологиях [9, 10], использование которых при мониторинге и анализе сложных объектов [11, 12] показало их высокую эффективность.

Графическая станция предназначена для визуализации данных в режиме реального времени на центральном пульте управления технологическим процессом.

Основные функции программного обеспечения управляющей станции:

контроль и управление ЭМГ-20, включая диагностику рабочего состояния отдельных компонентов масс-спектрометра, управление приборами с помощью команд в автоматическом или ручном режимах;

передача данных на графическую станцию, диагностика рабочих параметров;

обработка данных от АСНИ и управление процедурой газового анализа;

передача данных в АСНИ;

обновление информации через 1 с и хранение данных.

Графическая станция позволяет отобразить временны́е диаграммы работы газового анализа, текущие текстовые сообщения и результаты измерений концентраций компонентов анализируемой газовой смеси в табличной форме. Форма визуализации данных регулируется пользователем. Архивные данные формируются в формате DBASE III.

На рисунке представлены схемы технологических процессов генерации водорода на основе реакции гидролиза сплава магния с никелем в водном растворе хлорида натрия и реакций каталитического гидролиза боргидрида натрия.

С использованием АСНИ были проведены исследования по влиянию температуры и концентрации раствора $NaBH_4$, стабилизированного гидроокислом натрия, на степень конверсии, а также влияния концентрации $NaBH_4$ и разных катализаторов на скорость генерации и содержание водорода.

По результатам проведенных исследований были изготовлены опытные образцы генераторов водорода с содержанием водорода до 6 % и производительностью 2,5 и 6 л/мин, что обеспечивает создание топливных элементов мощностью соответственно 200 и 500 Вт.

Оптимальные показатели процесса генерации водорода

Мощность топливного элемента, Вт/ч	200	500
Концентрация NaBH, %	25	
Количество $NaBH_4$, л	1,9	4,7
Подача $NaBH_4$, мл/мин	2	5
Количество катализатора Р300, г	7	15
Гранулометрический состав катализатора, мм	0,5÷1,0	
Температура, °С	80	

Таким образом, использование АСНИ позволило существенно повысить эффективность исследовательских работ при создании генераторов водорода.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Chizhikov V. I., Kurnasov E. V., Vorob'ev E. I.** Capture of an object on the basis of tactile surface recognition // Russian Engineering Research, 2018. Vol. 38. N. 4. P. 251—255. DOI: 10.3103/S1068798X18040044.

2. **Kushnir A. P., Kurnasov E. V.** Optimization of marine thrusters // Russian Engineering Research. 2018. Vol. 38. N. 2. P. 77—79. DOI: 10.3103/S1068798X18020119.

3. **Simulation** model for monitoring the execution of technological processes / E. N. Kashirskaya, V. A. Kholopov, A. G. Shmeleva, E. V. Kurnasov // Proceedings 2-nd International Conference on Control in Technical Systems. CTS 2017. IEEE. 2017. P. 307—310. DOI: 10.1109/CTSYS.2017.8109553.

4. **Kurnasov E. V.** Design of housing components in NCCAD system // Russian Engineering Research. 2009. Vol. 29. N. 8. P. 841—847. DOI: 10.3103/S1068798X09080218.

5. **Стороженко П. А., Варганов В. Б.** Генераторы водорода на основе Mg и $NaBH_4$ // Атомный проект. 2009. № 6. С. 46—47.

6. **Kurnasov E. V.** Creation of plastic zones and their cross sections in NC CAD equipment // Russian Engineering Research. 2009. Vol. 29. N. 2. P. 191—193. DOI: 10.3103/S1068798X09020178.

7. **Варганов В. Б., Солодилов Д. А.** Генераторы водорода на основе боргидрида натрия для малых БПЛА // Физико-химические проблемы возобновляемой энергетики: Сб. тр. конф. СПб.: Политехнический университет, 2013. С. 86—87.

8. **Булычев Б. М., Стороженко П. А.** Молекулярные и ионные гидриды металлов как источники водорода для энергетических установок // Альтернативная энергетика и экология. 2003. № S1. С. 30—31.

9. **Kurnasov E. V.** Object attachment of devices in SCADA systems // Russian Engineering Research. 2013. Vol. 33. N. 3. P. 152—155. DOI: 10.3103/S1068798X1303009X.

10. **Da Silva V. N. A. L., Linden R., Ribeiro G. F.** A framework for expert systems development integrated to a SCADA/EMS environment // International Conference on Intelligent System Applications to Power Systems. IEEE. 2007. P. 1—6. DOI: 10.1109/ISAP.2007.4441684.

11. **Kurnasov E. V., Malyshkin A. B.** Control of the selective hydrogenation of acetylene compounds // Russian Engineering Research. 2017. Vol. 37. N. 5. P. 393—396. DOI: 10.3103/s1068798x1705015x.

12. **Methodology** for assessing the implementation of the production process / E. N. Kashirskaya, E. V. Kurnasov, V. A. Kholopov, A. G. Shmeleva // Proceedings 2-nd International Conference on Control in Technical Systems. CTS 2017. IEEE. 2017. P. 232—235. DOI: 10.1109/CTSYS.2017.8109533.