ВЕСЦІ
НАЦЫЯНАЛЬНАЙ АКАДЭМІІ НАВУК БЕЛАРУСІ

СЕРЫЯ ФІЗІКА-ТЭХНІЧНЫХ НАВУК 2009 № 4

ИЗВЕСТИЯ
НАЦИОНАЛЬНОЙ АКАДЕМИИ НАУК БЕЛАРУСИ

СЕРИЯ ФИЗИКО-ТЕХНИЧЕСКИХ НАУК 2009 № 4

ЗАСНАВАЛЬНІК – НАЦЫЯНАЛЬНАЯ АКАДЭМІЯ НАВУК БЕЛАРУСІ

Часопіс выдаецца са студзеня 1956 г.

Выходзіць чатыры разы ў год

СОДЕРЖАНИЕ

МАТЕРИАЛОВЕДЕНИЕ, МЕТАЛЛУРГИЯ

Витязь П. А., Ковалева С. А., Анчаров А. И., Григорьева Т. Ф., Ляхов Н. З. Особенности структуры сплавов, полученных при взаимодействии механокомпозита Cu–In с расплавом галлия 5

Лиопо В. А., Струк В. А., Сенько А. Н., Авдейчик С. В. Зарядовая мозаика на поверхности металлических поликристаллов 10

Ахмадиева Л. В., Антанович Н. А., Балейко А. В., Андрикевич В. В. Композиционные газопламенные покрытия на основе алифатических полиамидов 16

Вершина А. К., Латушкина С. Д. Коррозионно-электрохимические исследования дефектности вакуумно-плазменных титансодержащих покрытий 21

МАШИНОСТРОЕНИЕ, МЕХАНИКА

Антонюк В. Е., Гоман А. М., Александрова В. С., Рудый В. В. Выбор рациональных параметров установок для динамической стабилизации фрикционных дисков 27

Руктешель О. С., Соломахо В. Л., Филимонов А. А., Кусяк В. А. Интеллектуальная система управления стенда автоматизированного силового агрегата автомобиля 32

Босяков С. М. Поверхности обратных скоростей и трехмерные волновые фронты для тригонально анизотропных сред 39

Трусковский А. С., Леневич В. П. Системная погрешность сервоприводов станков с программным управлением 44

Руденко С. П. Исследование сопротивления контактной усталости поверхностно упрочненных зубчатых колес 48

Гасанов И. З., Фаталиев Ф. Б. Проектирование неориентируемых компоновок низа бурильных колонн 54

Захаров Ю. Н., Ищенко Р. В. Особенности изнашивания элементов сопряжения ролик – конвейерная лента в воздушно-соляной среде 58

Остриков О. М. Расчет распределения примеси и потоков ее миграции у клиновидного двойника на основании макроскопической дислокационной модели 62
Остриков О. М. Определение на основании мезоскопической дислокационной модели равновесных параметров клиновидного двойника при отсутствии внешних напряжений 66

ЭНЕРГЕТИКА, ТЕПЛО- И МАССООБМЕН

Ганжа В. Л., Горбунов А. В., Горошевич С. Г., Каськова С. М., Шабуня С. И. Определение равновесного состава синтез-газа, получаемого при пароводяной газификации древесного угля 71
Ревяко М. М., Протасов С. К., Хрол Е. З. Теплопередача в процессе ротационного формования 79

ИНФОРМАЦИОННЫЕ ТЕХНОЛОГИИ И СИСТЕМЫ

Борискевич А. А., Цветков В. Ю. Метод вейвлет-преобразования с иерархической адаптацией к размеру сигнала 83
Кончак В. С., Лазакович С. П., Хитриков С. В. Цифровой метод коррекции погрешности измерения фазовых смещений в многоканальных информационно-измерительных комплексах 91

РАДИОЭЛЕКТРОНИКА И ПРИБОРОСТРОЕНИЕ

Жандаров С. Ф., Серафимович В. В., Шелестова В. А., Гракович П. Н. Прибор для измерения адгезионной прочности соединений моноволокон с полимерными связующими 95
Аксенчик А. В., Кураев А. А., Киринович И. Ф. Подавление самовозбуждения в ЛБВ на волнообразно изогнутых прямоугольных волноводах в субмиллиметровом диапазоне длин волн 102

ДИАГНОСТИКА И БЕЗОПАСНОСТЬ ТЕХНИЧЕСКИХ И ПРИРОДНЫХ СИСТЕМ

Зацепин Н. Н. Аналитический метод описания кривой растяжения в широком диапазоне напряжений вплоть до разрывных усилий ферромагнитного образца (1. Общее представление закономерностей деформированного тела с применением функции распределения. Обобщение закона Гука) 111
Занковец П. В., Денисов Л. С. Исследование влияния подготовки и сборки под сварку на качество сварных соединений технологических трубопроводов 120

ИЗВЕСТИЯ НАЦИОНАЛЬНОЙ АКАДЕМИИ НАУК БЕЛАРУСИ 2009, № 4
Серия физико-технических наук
на русском и белорусском языках

Рэдактар Н. А. Аляксеева
Камп'ютэрная вёрстка Л. І. Кудзерка

Здадзена ў набор 02.11.2009. Падпісана ў друк 14.12.2009. Выхад у свет 21.12.2009. Фармат $60 \times 84^{1}/_{8}$. Папера афсетная. Ум. друк. арк. 14,88. Ул.-выд. арк. 16,4. Тыраж 121 экз. Заказ 571.
Кошт нумару: індывідуальная падпіска – 17250 руб., ведамасная падпіска – 42814 руб.

Рэспубліканскае унітарнае прадпрыемства «Выдавецкі дом «Беларуская навука». ЛИ № 02330/0494405 ад 27.03.2009. Вул. Ф. Скарыны, 40, 220141, г. Мінск. Пасведчанне аб рэгістрацыі № 391 ад 18.05.2009.

Надрукавана ў РУП «Выдавецкі дом «Беларуская навука».

© «Выдавецкі дом «Беларуская навука».
Весці НАН Беларусі, серыя фізіка-тэхнічных навук, 2009

PROCEEDINGS
OF THE NATIONAL ACADEMY OF SCIENCES OF BELARUS

PHYSICO-TECHNICAL SERIES 2009 No. 4

FOUNDED BY THE NATIONAL ACADEMY OF SCIENCES OF BELARUS

The Journal has been published since January 1956

Issued four times a year

CONTENTS

MATERIALS ENGINEERING, METALLURGY

Vityaz P. A., Kovaliova S. A., Ancharov A. I., Grigorieva T. F., Lyakhov N. Z. Features of alloys structure produced by an interaction Cu–In mechanocomposite with the liquid gallium 5

Liopo V. A., Struk V. A., Senko A. N., Avdeychik S. V. Charge mosaic on the surfaces of metallic polycrystalline ... 10

Akhmadieva L. V., Antanovich N. A., Baleyko A. V., Andrikevich V. V. Composite gas-plasma coatings on the base of aliphatic polyamides 16

Vershina A. K., Latushkina S. D. Corrosion-electrochemical investigations of defection of titanium containing vacuum coatings 21

MECHANICAL ENGINEERING AND MECHANICS

Antonuk V. E., Goman A. M., Alexandrova V. S., Rudy V. V. Choice of rational parameters of installations for dynamic stabilization of friction plates 27

Rukteshel O. S., Solomaho V. L., Filimonov A. A., Kusyak V. A. An intellectual control system for a vehicle automated power unit stand 32

Bosiakov S. M. Surfaces of inverse velocities and three-dimensional wave fronts for trigonal anisotropic environments 39

Truskovskii A. S., Lenevich V. P. Servo-actuator system error of CNC machines 44

Rudenko S. P. Investigation of a contact-fatigue resistance of surface-hardened gears 48

Gasanov I. Z., Fataliev F. B. Design of non-oriented arrangements of drilling columns bottom 54

Zaharov J. N., Ischenko R. V. Wear features of interface elements of roller – conveyor belt in an air-hydrochloric medium 58

Ostrikov O. M. Calculation of impurity distribution and its migration flaws at wedge-shaped twin based on macroscopic dislocation model 62

Ostrikov O. M. The determination of equilibrium parameters of wedge-shaped twin at absence of external stresses based on mesoscopic dislocation model 66

POWER ENGINEERING, HEAT AND MASS TRANSFER

Gandza V. L., Gorbunov A. V., Goroshevich S. G., Kas'kova S. M., Shabunya S. I. Determination of equilibrium composition of synthesized gas, obtained at steam-water gasification of a charcoal 71

Revyako M. M., Protasov S. K., Khrol E. Z. Heat transfer at rotational molding 79

INFORMATION TECHNOLOGIES AND SYSTEMS

Boriskevich A. A., Tsviatkou V. Yu. A wavelet transform method with hierarchical adaptation to signal size 83

Konchak V. S., Lazakovich S. P., Hitricov S. V. A digital method of an error correction of phase shift measurement in multichannel informational measurement systems 91

RADIOELECTRONICS AND INSTRUMENT-MAKING

Zhandarov S. F., Serafimovich V. V., Shelestova V. A., Grakovich P. N. An apparatus for measuring adhesive bond strength between single fibers and polymer matrices 95

Aksenchyk A. V., Kurayev A. A., Kirinovich I. F. Self-excitation suppression in TWT on wavy bent rectangular waveguides in the submillimeter wavelength range 102

DIAGNOSTICS AND SAFETY OF TECHNICAL AND ENVIRONMENT SYSTEMS

Zatsepin N. N. An analytical method for the description of the stress-strain curve in a wide range of stresses up to fracture forces of a ferromagnetic sample (1. General representation of deformed body regularities using a distribution function. A Hook's law generalization)..... 111

Zankovets P. V., Denisov L. S. Investigation of influence of welding preparation and assembly on the quality of welded joints of technological tubings 120

МАТЕРИАЛОВЕДЕНИЕ, МЕТАЛЛУРГИЯ

УДК 620.186:546.681

П. А. ВИТЯЗЬ[1], С. А. КОВАЛЕВА[1], А. И. АНЧАРОВ[2], Т. Ф. ГРИГОРЬЕВА[2], Н. З. ЛЯХОВ[2]

ОСОБЕННОСТИ СТРУКТУРЫ СПЛАВОВ, ПОЛУЧЕННЫХ ПРИ ВЗАИМОДЕЙСТВИИ МЕХАНОКОМПОЗИТА Cu–In С РАСПЛАВОМ ГАЛЛИЯ

[1] *Объединенный институт машиностроения НАН Беларуси,*
[2] *Институт химии твердого тела и механохимии СО РАН*

(Поступила в редакцию 24.04.2009)

Введение. Разработка диффузионно-твердеющих композиций на основе медно-галлиевых сплавов является важной технической задачей для соединения при невысоких температурах (15–100 °С) металлических, стеклянных, керамических поверхностей в различных областях машиностроительной, электронной, электротехнической, химической промышленности и др. Сплавы, получаемые при взаимодействии микропорошка меди с расплавом галлия, имеют невысокую механическую прочность, нестабильную структуру, длительные диффузионные процессы. Для улучшения эксплутационных свойств материалов обычно дополнительно проводят легирование твердого или жидкого компонента системы. Так, например, введение индия повышает пластичность, прочность и антикоррозионные свойства медных сплавов в агрессивных средах. Применение высокоэнергетической механической активации позволяет получать наноразмерные композиты на основе разнородных классов химических соединений и существенно изменить кинетику процесса взаимодействия с галлием и, следовательно, структуру конечного продукта [1]. В связи с этим важную роль играют исследования совокупности всех образующихся фазовых состояний, получаемых при взаимодействии механокомпозитов с расплавом галлия, дефектов, величины, формы, ориентации и распределения частиц, которые обусловливают многие эксплуатационные свойства сплавов, а также их поведение в ходе длительной эксплуатации.

Цель данной работы – исследование микроструктуры материала, получаемого при взаимодействии механокомпозита Cu–In с расплавом галлия.

Материалы и методики исследований. При проведении исследований использовали медный порошок ПМС-1 (ГОСТ 4960–75) и индий (ГОСТ 10297–94), из которых путем механической активации в высокоэнергетической шаровой планетарной мельнице АГО-2 с водяным охлаждением в атмосфере аргона (объем барабана 250 см^3, диаметр шаров 5 мм, скорость вращения барабанов вокруг общей оси примерно 1000 об/мин) были получены исследуемые механокомпозиты в системе Cu–In. В дальнейшем механокомпозиты смешивали с расплавом галлия при температуре 60 °С и твердение сплава проходило при комнатной температуре.

Исследования поверхности проведены на атомно-силовом микроскопе марки NT-206 (Microtestmachines, г. Гомель) стандартными коммерческими V-образными зондами NSC11 (Mikromasch) в контактном режиме. В атомно-силовой микроскопии (АСМ) регистрируются вариации сил взаимодействия (нормальные и латеральные) иглы кантилевера с исследуемой поверхностью от точки к точке [2], которые формируют изображения топографического контраста (topography) и распределения латеральных сил (torsion). Идентификацию фаз на АСМ-изображениях проводили на основании косвенных методов: рентгеноструктурного и рентгеноспектрального анализов.

Для исследования структуры полученных образцов применяли сканирующий электронный микроскоп (СЭМ) высокого разрешения MIRA\TESCAN с приставкой для микрорентгеновского спектрального анализа. Диаметр электронного зонда составил 5,2 нм, область возбуждения – 100 нм. Для исследования распределения химических элементов по поверхности и выявления компози-

ционной неоднородности поверхности использовали изображения в прямых и обратнорассеянных электронах, при этом распределение яркостей определялось средним атомным номером Z вещества на каждом микроучастке.

Исследования фазового состава получаемых порошков после механоактивации и динамики образования продуктов их взаимодействия с жидким галлием выполнены с помощью методов рентгеновской дифракции.

Рентгеноструктурный анализ и полуколичественная оценка получаемых продуктов выполнены на дифрактометре D8 Advance Bruker (Германия) методом порошковой рентгеновской дифрактометрии в конфигурации θ-2θ в пошаговом режиме через 0,1°. Идентификация фазы выполнялась на дифракционной картине, регистрируемой в излучении Cu$K_{\alpha 1}$ (λ = 1,54051 Å).

Дифракционные исследования *in situ* проводили на станции 4-го канала синхротронного излучения накопителя ВЭПП-3 Сибирского центра синхротронного излучения при Институте ядерной физики СО РАН. Применялся метод, при котором тонкий пучок (0,4×0,4 мм) монохроматического излучения (λ = 0,3686 Å) проходит сквозь тонкий слой образца и дает дифракционную картину, регистрируемую плоским двухмерным детектором. Для регистрации дифрагированного излучения использовалась детектирующая система на основе запоминающего экрана MAR345 фирмы Marresearch.

Результаты и обсуждение. Для исследований взаимодействия твердого и жидкого металлов в многофазной системе в качестве исходного твердофазного компонента применили механохимически синтезированные порошки, полученные в системах Cu+12мас.% In и Cu+20 мас.% In (здесь и далее состав в мас.%).

Согласно диаграмме состояния, в системе Cu–In индий имеет ограниченную растворимость в меди в твердом состоянии при высоких температурах и составляет 10,85 ат.% при температуре эвтектоидного распада 574 °С и всего 1,15% при температуре 250 °С [3]. Взаимодействие меди и индия в интервале концентраций 28,9–30,6 ат.% In происходит с образованием интерметаллического соединения Cu_9In_4 .

Проведенный рентгенофазовый анализ продуктов механического синтеза показал зависимость формирующегося состава от процентного содержания индия. При механоактивации порошка меди с 12% индия образуются твердый раствор индия в меди примерно 90% и незначительное количество интерметаллического соединения Cu_9In_4. При повышении концентрации легирующего компонента до 20% механоактивация приводит к образованию твердого раствора индия в меди в количестве около 60% и увеличивается содержание интерметаллида Cu_9In_4.

В зависимости от содержания индия в механокомпозите исходной смеси меняется морфология частиц механокомпозитов. Методом АСМ показано, что механоактивированный порошок Cu+12% In представляет собой смесь крупных зерен твердого раствора индия в меди размером 10–15 мкм и мелких зерен размерами 150–230 нм. С увеличением содержания индия до 20% в механокомпозите улучшается однородность частиц порошка по размеру и составляет примерно 100–150 нм. Также частицы образуют агломераты размером 1–1,5 мкм.

Уменьшение размера частиц порошка-прекурсора обеспечивает большую контактную поверхность между компонентами твердой и жидкой фаз и, следовательно, более короткие диффузионные расстояния при последующих их взаимодействиях с расплавом галлия. В нашем случае ожидается, что скорость растворения механоактивированных порошков Cu–In в жидком галлии увеличится. При повышении концентрации индия в механокомпозите увеличится и скорость насыщения расплава элементами индия из твердого раствора меди и из интерметаллического соединения Cu_9In_4 и, следовательно, увеличится скорость кристаллизации новой фазы. Морфология и размер кристаллитов образующихся фаз будут существенно зависеть от скоростей конкурирующих реакций.

Согласно диаграмме состояния Ga–In [1], растворимость In в Ga в твердом состоянии составляет менее 0,3 ат.%, а растворимость Ga в In – 3,1 ат.%. Эвтектическая точка соответствует 14,2 ат.% In и температуре 15,3 °С. При температуре взаимодействия 60 °С индий может растворяться в жидком галлии до 48 мас.%.

Рентгенографическое исследование *in situ* взаимодействия полученных механокомпозитов с жидким галлием показало, что первым сразу после смешения образуется интерметаллид $CuGa_2$, а формирование фазы индия начинается через некоторый индукционный период. Авторы пола-

гают, что по мере расходования меди и галлия на образование интерметаллида $CuGa_2$ индий растворяется в расплаве галлия и накапливается в нем. При превышении концентрационного предела происходит кристаллизация твердого раствора галлия в индии. Инкубационный период до начала кристаллизации твердого раствора галлия в индии составил 210 мин для механоактивированного порошка Cu+20% In [4].

Рентгенофазовый анализ конечных продуктов взаимодействия механокомпозитов системы Cu–In с галлием показал наличие двух фаз интерметаллида $CuGa_2$ и твердого раствора галлия в индии. Образование твердого раствора галлия в индии подтверждают данные прецизионного рентгеноструктурного анализа, согласно которым увеличиваются параметры решетки индия. Количество твердого раствора индия в сплаве определяется его содержанием в механокомпозите. С увеличением концентрации индия в прекурсоре увеличивается его содержание в конечном продукте, что составляет примерно 8 и 17% соответственно.

На рис. 1 представлены изображения топографии полученных сплавов с разным количеством индия. Видно, что сплавы характеризуются большим разбросом размеров частиц интерметаллического соединения $CuGa_2$ от 0,5 до 8 мкм. С увеличением концентрации индия до 20% уменьшается количество крупных ограненных кристаллов $CuGa_2$, и средний размер кристаллов интерметаллида составляет около 1 мкм. В обоих сплавах наблюдаются крупные зерна нехарактерной кристаллографической формы для интерметаллида $CuGa_2$. Сопоставляя рентгеновские данные и результаты АСМ, можно предположить, что они представляют собой твердый раствор галлия в индии.

Уменьшение шага сканирования на АСМ и получение одновременно изображения распределения нормальных (topography) и латеральных (torsion) сил позволили различить особенности строения фазы твердого раствора галлия в индии (рис. 2). Отличительной особенностью является наличие тяжей в кристаллах твердого раствора галлия в индии, которые могут быть связаны с переменной концентрацией галлия в твердом растворе и на межфазных границах, что хорошо видно на изображении torsion (рис. 2, *б*). Размер отдельных зерен твердого раствора галлия в индии достигает более 10 мкм.

Для изучения микроструктуры поверхности сплавов были проведены исследования на сканирующем электронном микроскопе и получены изображения поверхности сплава Cu20%In+Ga в прямых (рис. 3, *а*) и обратнорассеянных (рис. 3, *б*) электронах. Применение съемки в обратнорассеянных электронах позволяет исследовать композиционную неоднородность поверхности, при которой распределение яркостей на изображении зависит от атомного номера *Z* вещества образца. Из рис. 3, *б* видно, что на изображениях BSE контраст определен топографическими особенностями поверхности и распределение яркости равномерное. Кроме того, локальный рентгеноспектральный анализ, проведенный в различных точках поверхности сплава, показал наличие индия в концентрациях от 0,1 до 7%. Это позволяет сделать вывод о наличии индия на поверхности кристаллов интерметаллида $CuGa_2$ в виде тонких пленочных образований.

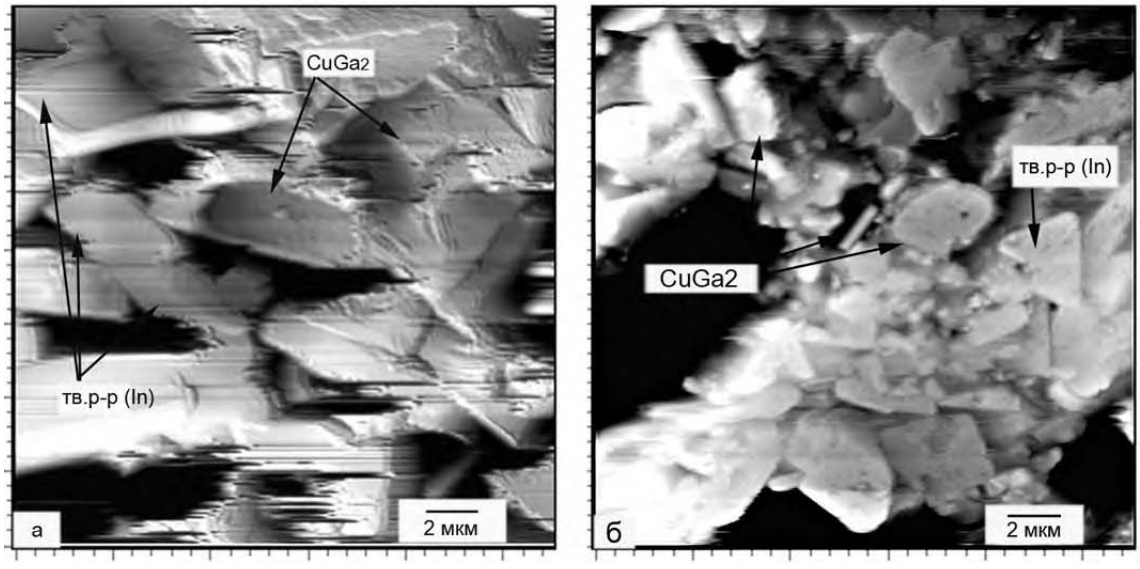


Рис. 1. АСМ-топография сплавов Cu 12 % In + Ga (*а*) и Cu 20 % In + Ga (*б*)

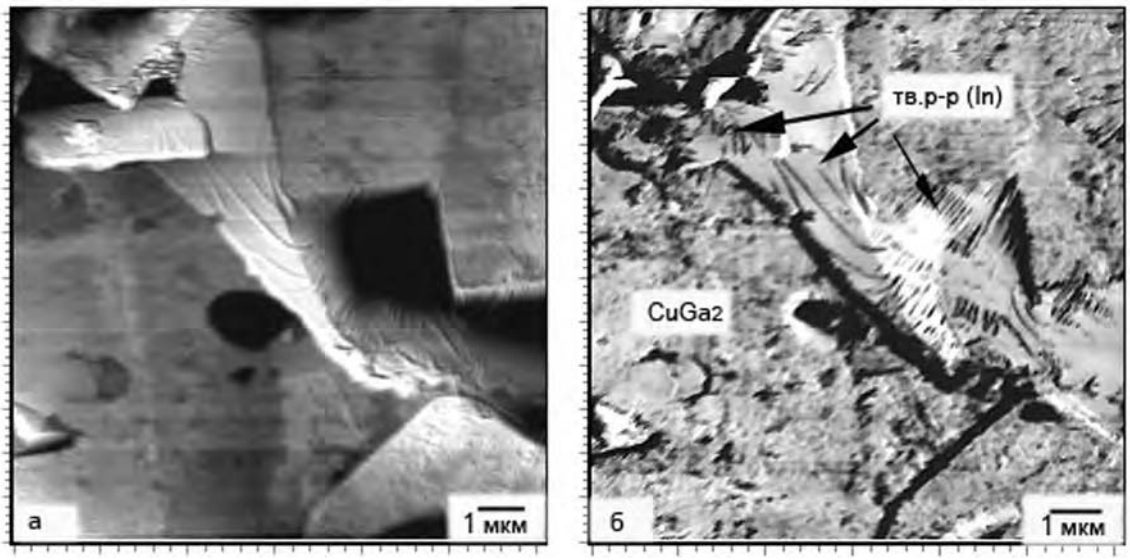


Рис. 2. АСМ-топография сплава Cu 12% In + Ga (*а*), изображение torsion (*б*)

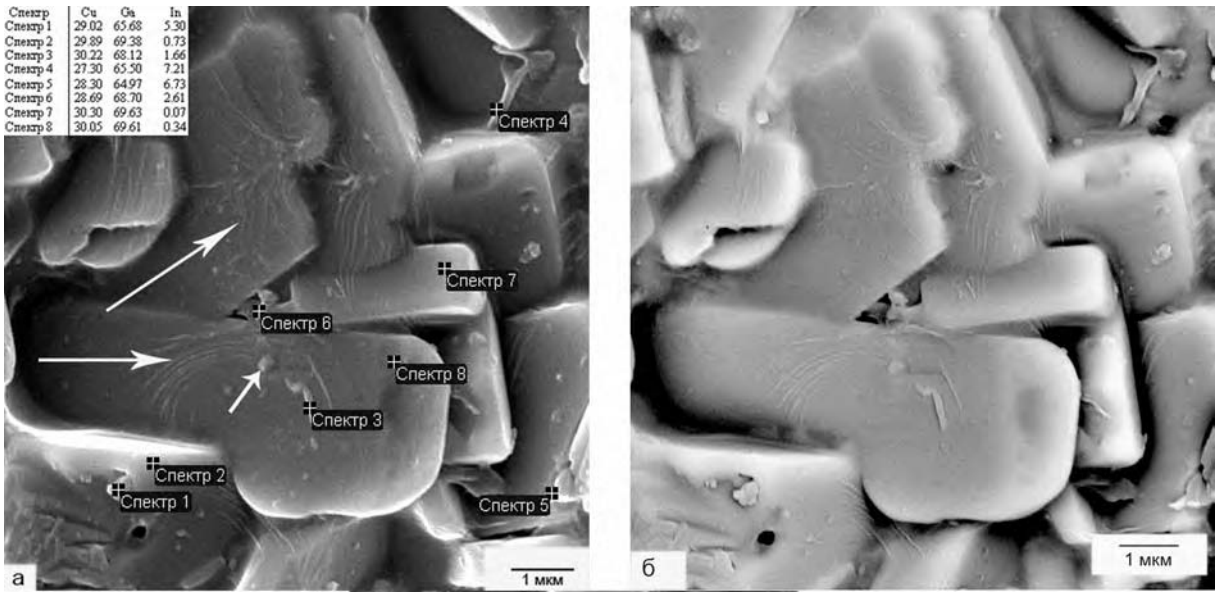


Рис. 3. СЭМ-изображение в прямых (*а*) и обратнорассеянных электронах (*б*) сплава в системе Cu20%In+Ga. Вверху приведена таблица данных спектрального анализа количественного содержания химических элементов, проведенного в указанных точках

Еще одной характерной особенностью поверхности образцов, получаемых при взаимодействии Cu/In с жидким галлием, является наличие мелкодисперсных образований на поверхности кристаллов и зерен $CuGa_2$, которые более четко присутствуют на АСМ-изображениях (рис. 4, *а*) и отмечаются на СЭМ-изображениях (рис. 4, *б*). Образование подобных структур на поверхности интерметаллида может быть связано с выделением индия на поверхности растущих кристаллов.

Таким образом, на основании полученных рентгеноспектральных данных, а также результатов АСМ и СЭМ можно предположить, что индий кристаллизуется не только в виде больших зерен фазы твердого раствора галлия в индии, но и на гранях интерметаллида, формируя при этом наноразмерную пленку индия или твердого раствора галлия в индии толщиной около 10 нм, а также дендритные структуры (рис. 4, *а*), обусловленные концентрационным переохлаждением индия из-за расходования галлия на образование $CuGa_2$.

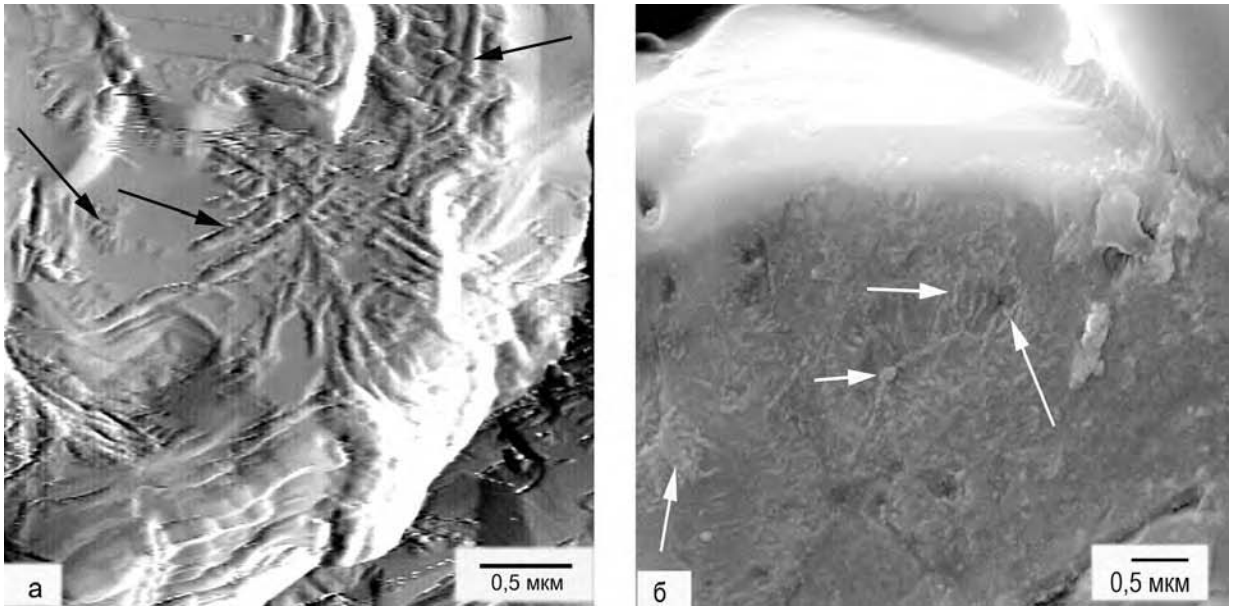


Рис. 4. АСМ- (*а*) и СЭМ-изображение (*б*) грани интерметаллида $CuGa_2$, полученного при взаимодействии Cu20%In + Ga

Заключение. В результате проведенных исследований структуры сплавов, полученных при взаимодействии механокомпозитов системы Cu–In с расплавом галлия, установлено, что в первую очередь образуются кристаллы интерметаллического соединения $CuGa_2$, а кристаллизация фазы твердого раствора галлия в индии имеет инкубационный период, что связано с накоплением индия до состояния концентрационного переохлаждения в расплаве галлия. Данные АСМ и СЭМ показали, что размер и морфология кристаллов зависят от концентрации индия в исходном механокомпозите. С увеличением содержания индия от 12 до 20% уменьшается средний размер основного интерметаллического соединения $CuGa_2$ примерно с 8 до 1 мкм.

На основании полученных рентгеноспектральных данных, результатов исследований АСМ и СЭМ можно предположить, что индий кристаллизуется не только в виде кристаллов твердого раствора галлия в индии, но и в виде наноразмерной пленки индия или твердого раствора галлия в индии на гранях интерметаллида.

Работа выполняется в рамках интеграционного проекта БРФФИ №Т09СО-014 и СО РАН № 138 «Создание фундаментальных основ воздействия активации на регулирование процессов взаимодействия твердых металлов и их соединений с металлическими расплавами с целью создания функциональных материалов с заданной структурой и свойствами».

Литература

1. Григорьева Т. Ф., Баринова А. П., Ляхов Н. З. Механохимический синтез в металлических системах. Новосибирск, 2008.

2. Миронов В. Л. Основы сканирующей зондовой микроскопии. Нижний Новгород, 2004.

3. Диаграммы состояния двойных металлических систем. Под ред. Н. П. Лякишева. М., 1997. Т. 2. С. 636–637.

4. Анчаров А. И., Григорьева Т. Ф., Цыбуля С. В., Болдырев В. В. // Неорганические материалы. 2006. Т. 42, № 9. С. 1–7.

P. A. VITYAZ, S. A. KOVALIOVA, A. I. ANCHAROV, T. F. GRIGORIEVA , N. Z. LYAKHOV

FEATURES OF ALLOYS STRUCTURE PRODUCED BY AN INTERACTION Cu–In MECHANOCOMPOSITE WITH THE LIQUID GALLIUM

Summary

Results of the atomic force (AFM) and scanning electronic microcopies (SEM) studying of structure and morphology of alloys on the basis of θ-phase $CuGa_2$/ In solid solution, obtained at interaction Cu–In mechanocomposites with Ga liquid, are presented. It is established, that size and morphology of crystals $CuGa_2$ depend on In concentration in initial mechanocomposites. Increase of In contents results in decrease of $CuGa_2$ particles size from 8 μm to approx. 1 μm.. It is shown that solid solution of In crystallizes not only in the form of solid solution crystals, but also forming thin films on intermetallic surface.

УДК 537.226:621.785.5

В. А. ЛИОПО, В. А. СТРУК, А. Н. СЕНЬКО, С. В. АВДЕЙЧИК

ЗАРЯДОВАЯ МОЗАИКА НА ПОВЕРХНОСТИ МЕТАЛЛИЧЕСКИХ ПОЛИКРИСТАЛЛОВ

Гродненский государственный университет им. Я. Купалы

(Поступила в редакцию 07.02.2007)

В модели свободного независимого электрона (адиабатическое приближение) гамильтониан в уравнении Шредингера имеет вид

$$\hat{H} = -\frac{\hbar^2}{2m}\Delta + u(\vec{r}), \tag{1}$$

где $\hbar$ – постоянная Планка, m – масса электрона, $u(\vec{r})$ – функция потенциала.

Если гамильтониан (1) применяется для описания состояния электрона в кристалле, т. е. в поле периодического потенциала, то

$$u(\vec{r}) = u(\vec{r} + \vec{R}), \tag{2}$$

где $\vec{R}$ – вектор трансляции, равный

$$\vec{R} = m\vec{a} + n\vec{b} + p\vec{c}, \tag{3}$$

где $\vec{a}$, $\vec{b}$, $\vec{c}$ – репер Бравэ, m, n, p – целые числа.

Решением уравнения Шредингера для адиабатического приближения при наличии периодического потенциала является волновая функция ψ_{nk}, определяемая теоремой Блоха:

$$\psi_{nk}(\vec{r}) = \varphi_{nk}(\vec{r})\exp i\vec{kr}, \tag{4}$$

где волновой вектор $\vec{k} = 2\pi\vec{s}$, $\vec{s}$ – вектор обратной решетки.

Функция $\varphi_{nk}(\vec{r})$ обладает свойством периодичности:

$$\varphi_{nk}(\vec{r} + \vec{R}) = \varphi_{nk}(\vec{r}). \tag{5}$$

Из формул (1)–(5) следует

$$\psi_{nk}(\vec{r} + \vec{R}) = \varphi_{nk}(\vec{r} + \vec{R})\exp ik(\vec{r} + \vec{R}) = \varphi_{nk}(\vec{r})\exp ik\vec{r}\exp ik\vec{R} = \psi_{kk}(\vec{r})\exp ik\vec{R}. \tag{6}$$

Полученное уравнение

$$\psi_{nk}(\vec{r} + \vec{R}) = e^{ik\vec{R}}\psi_{nk}(\vec{r}) \tag{7}$$

является другой формой записи теоремы Блоха [1].

Из условия (7) видно, что волновая функция электрона в поле периодического потенциала $(u(\vec{r}))$ соответствует решению уравнения Шредингера для свободного электрона $(\psi(\vec{r}))_f$:

$$[\psi_k(\vec{r})]_f = \psi_0 \exp(i\vec{kr}), \tag{8}$$

но вместо постоянного амплитудного множителя ψ_0 в решении (7) стоит волновая функция с периодом R. Волновое число (k) называют номером зоны. При фиксированном значении k имеется много независимых собственных состояний с определенными значениями энергии, которые распределены по зонам разделенными значениями энергии, которые не являются собственными значениями оператора Гамильтона, т. е. запрещены для электронных состояний.

При попытке описать состояние электрона вблизи поверхности кристалла следует учитывать, что в этих областях вещества нарушается периодичность потенциала, а на поверхности кристалла создается так называемый поверхностный барьер, форма которого зависит от очень многих факторов, начиная от дефектов различной природы (кстати, сама поверхность является двухмерным дефектом), а также от морфологии поверхностных слоев. Функция поверхностного потенциала (u_s) изменяет свою форму при переходе от одной точки поверхности к другой, т. е.

$$u_s = u\left(\vec{Q}\right), \tag{9}$$

где $\vec{Q}$ – радиус-вектор точек поверхности.

В [1] показано, что при нарушении периодичности потенциала вблизи поверхности волновая функция приобретает вид, отличный от тех функций, которые определены условиями (4) и (8). Пример поверхностной волновой функции приведен на рис. 1.

Заметим, что функция ψ спадает по экспоненте снаружи образца металла и имеет экспоненциально убывающую огибающую внутри него. В этом случае, наряду с действительными волновыми векторами $\vec{k}$ (условия (4), (8)) внутри кристалла, существуют другие решения с комплексными волновыми векторами, которые соответствуют состояниям электронов, локализованных вблизи поверхности кристалла, отличающимся от объемных. Эти поверхностные состояния с определенными уровнями энергии впервые были рассмотрены И. Е. Таммом и носят его имя – таммовские уровни. При рассмотрении объемных свойств кристаллов влиянием этих поверхностных уровней пренебрегают, так как отношение числа поверхностных уровней к числу блоховских уровней не превышает отношения числа поверхностных атомов к полному числу атомов в кристалле, которые для макроскопического образца не превышают значения 10^{-8}. В результате поверхностные уровни дают пренебрежимо малый вклад в объемные свойства, исключение составляют лишь нанообъекты, поверхностные и размерные факторы в которых играют большую, а часто и решающую роль. Однако и в монокристаллах таммовские уровни довольно важны при описании структуры поверхности кристалла. Например, их необходимо учитывать при всяком действительно микроскопическом расчете структуры поверхностного слоя [1].

Для конкретных форм поверхностных потенциалов необходимо искать конкретное решение уравнения Шредингера. При этом необходимо анализировать не только действительные, но и комплексные волновые векторы (условия (4), (8)), а затем рассматривать вопрос, как будут «сшиты» волновые функции поверхностного слоя с внутренними блоховскими функциями и экспоненциально убывающей по амплитуде волновой функцией во внешней для кристалла области. Самое главное, на наш взгляд, заключается в том, что, во-первых, определить форму потенциального барьера экспериментально очень трудно, если вообще это возможно, так как сам процесс его изме-

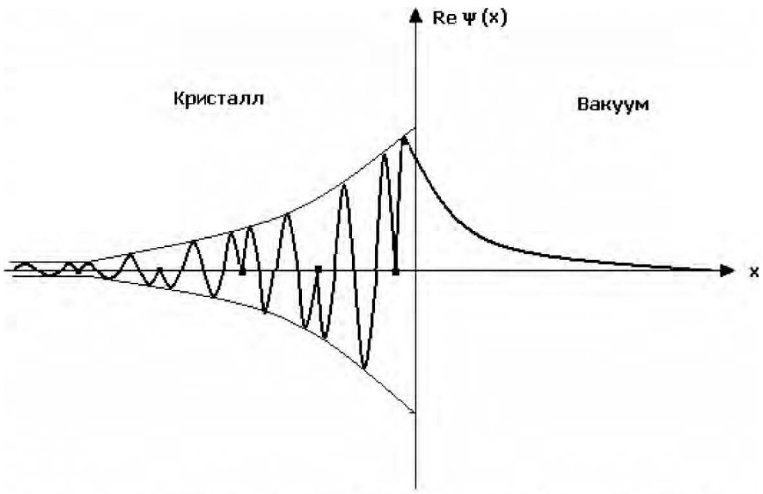


Рис. 1. Пример волновой функции одноэлектронного поверхностного уровня, изображенной в направлении x, перпендикулярном поверхности [1]

рения внесет сильные искажения в форму барьера, а во-вторых, функционал поверхностного потенциала зависит от многих факторов и различен для разных точек поверхности.

В то же время само наличие поверхностного потенциала как следствие появления такого дефекта, каким является исследуемая поверхность, при любой его форме приводит к появлению поверхностных (таммовских) уровней, которые отсутствуют в объемной зонной структуре.

Рассмотрим одномерный случай. Пусть состояние электронов характеризуется дискретным спектром собственных значений оператора Гамильтона, а ось x перпендикулярна поверхности кристалла. Волновые функции в объеме $\psi^{(0)}(x)$ и на поверхности $\psi(x)$ являются решениями соответствующих уравнений Шредингера:

$$\begin{aligned} \hat{H}^{(0)}\psi_n^{(0)}(x) &= E_n^{(0)}\psi_n^{(0)}(x), \\ \hat{H}\psi_k(x) &= E_k\psi_k(x). \end{aligned} \tag{10}$$

Предположим, что уравнения (10) имеют одинаковую по числу решений систему функций, т. е. $n, k = 1, 2, 3, \ldots, N$. Тогда к ним применимо понятие скалярного произведения:

$$\begin{aligned} (\hat{H}\psi_k, \psi_n^{(0)}) &= E_k(\psi_k, \psi_n^{(0)}), \\ (\psi_k, \hat{H}^{(0)}\psi_n^{(0)}) &= E_n^{(0)}(\psi_k, \psi_n^{(0)}). \end{aligned} \tag{11}$$

Отсюда

$$\left(\hat{H}\psi_k,\ \psi_n^{(0)}\right) - \left(\psi_k, \hat{H}^{(0)}\psi_n^{(0)}\right) = \left(E_k - E^{(0)}\right)\left(\psi_k,\ \psi_n^{(0)}\right). \tag{12}$$

Так как

$$\begin{aligned} \hat{H} &= -\frac{\hbar^2}{2m}\Delta + U, \\ \hat{H}^{(0)} &= -\frac{\hbar^2}{2m}\Delta + V \end{aligned} \tag{13}$$

содержат независимые друг от друга функции поверхностного U и объемного V потенциалов, то левая часть уравнения (12) отлична от нуля. Следовательно,

$$\left(\psi_k,\ \psi_n^{(0)}\right) \neq 0. \tag{14}$$

Это означает, что ψ_k и $\psi_n^{(0)}$ образуют независимые системы функций, причем количество собственных значений для этих двух состояний в общем случае не связано друг с другом. Уравнения (10) с учетом выражений (13) запишем в виде

$$\begin{aligned} \frac{\partial^2\psi_k(x)}{\partial x^2} + q_k^2\psi_k(x) &= 0\ , \\ \frac{\partial^2\psi_n^{(0)}(x)}{\partial x^2} + p_n^2\psi_n^{(0)}(x) &= 0\ , \end{aligned} \tag{15}$$

где

$$q_k^2 = \frac{2m}{\hbar^2}(U - E_k), \quad p_n^2 = \frac{2m}{\hbar^2}\left(V - E_k^{(0)}\right).$$

Решения уравнений (15) ищем в виде

$$\begin{aligned} \psi_k(x) &= A\exp(iq_k x), \\ \psi_n^{(0)}(x) &= B\exp(ip_n x). \end{aligned} \tag{16}$$

Отсюда

$$\ln\frac{\psi_k}{\psi_n^{(0)}} = \ln C + ix\left(q_k - q_n\right), \tag{17}$$

где $C = \dfrac{A}{B}$.

Так как $q_k \neq q_p$ и эти величины независимые, то

$$\ln\frac{\psi_k}{\psi_n^{(0)}} \neq \text{const}. \tag{18}$$

Таким образом, функции $\psi_n^{(0)}\left(x\right)$ или их линейные комбинации не могут быть собственными функциями оператора $\hat{H}$, а $\psi_k\left(x\right)$ – собственными функциями оператора $\hat{H}^{(0)}$ [2].

Если уравнения (10) имеют различное количество решений, т. е. $k \neq n$, то в том случае, в котором число решений больше, можно брать линейные комбинации волновых функций, т. е., с одной стороны, все решения учитываются, а с другой, будет осуществлен переход к одинаковому числу решений. Дальнейший анализ проводится по рассмотренной выше схеме (формулы (11)–(18)).

В кристаллах со спайностью структурные дефекты по обе стороны от плоскости расслоения при образовании ювенильной поверхности различны [2]. Это объясняет наличие электронной мозаики на поверхностях диэлектриков [3], но не позволяет, на первый взгляд, объяснить появление электрически заряженных областей на поверхности металлов, а именно эти заряды создают по терминологии Г. И. Дистлера, подробно изучавшего это явление, своеобразный «электрический рельеф» поверхности поликристаллических металлов [4–6]. Этот «рельеф» обнаруживается декорированием поверхности порошком антрахинона и даже осаждением на поверхности капель воды (рис. 2).

Рассмотрим две (любые) частицы (например, два кристалла в поликристаллическом образце металла) с общей границей (рис. 3). Каждая из частиц представляет собой монокристальный объект. При выходе на межзонную границу по обе стороны от нее находятся различные кристаллографические плоскости, т. е. вдоль нормали к границе периодичность расположения атомов различна, как различны и структуры блоховских зон. Поверхностные потенциалы также различны. Следовательно, можно считать, что энергетическое состояние электрона в частицах 1 и 2 вблизи межзонной границы также различно. Необходимо отметить, что только по указанной причине уже следует говорить о том, что поверхностный, точнее, межзеренный, потенциальный барьер будет существовать. При этом потенциалы по обе стороны от этого барьера, относящиеся к контактирующим частицам, будут различны. Следовательно, рассмотренная модель соответствует физической ситуации, наблюдаемой рядом авторов экспериментально.

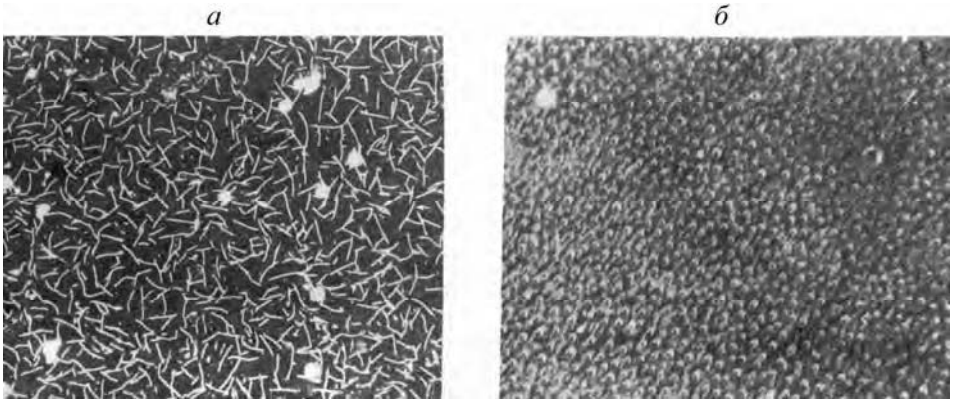


Рис. 2. Выявление электрического рельефа поверхности на образцах из углеродистой стали: *а* – осаждение антрахинона; *б* – адсорбция паров воды. ×100 [7]

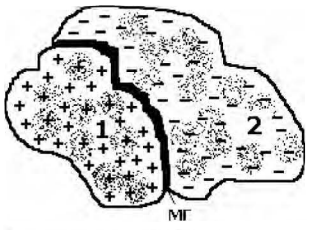


Рис. 3. Иллюстрация к использованию барьерной модели: 1, 2 – различные контактирующие частицы, МГ – межзонная граница

Это различие учитывается, если мы будем считать, что и распределение дефектов в этих частицах также неодинаковое, а межзонная граница является потенциальным барьером. Заметим, что кристаллохимическое строение данной границы может сильно отличаться от строения самой частицы. Например, она может представлять собой оксиды, быть обогащенной атомами других элементов, иметь другой фазовый состав и др. Во всех этих случаях проводимость межфазной границы имеет другое по сравнению с проводимостью частиц материала значение. Отсюда следует, что для описания указанного случая можно применить барьерную модель. На рис. 4 области I и III относятся соответственно к частицам 1 и 2, значения потенциала для которых разные. Пусть $E_{\mathrm{I}} < E_{\mathrm{III}}$. Очевидно, что знак неравенства роли не играет. Область II – потенциальный барьер, соответствующий межзонной границе. Ось x перпендикулярна границе раздела и, как следует из рис. 4, $W(x)$ имеет вид:

$$W(x)=\begin{cases} 0,\ x\le 0\ \ (\mathrm{I});\\ U,\ 0\le x<1\ \ (\mathrm{II});\\ V,\ 1\le x\ \ (\mathrm{III}). \end{cases} \tag{19}$$

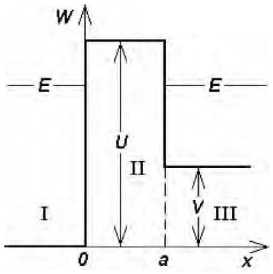


Рис. 4. Потенциальный барьер на границе между контактирующими частицами

Рассмотрим движение частицы слева направо из области I в область III. Волновые уравнения для трех рассматриваемых областей имеют вид

$$\psi_j'' + k_j\,\psi_j = 0_{\,j=1,2,3}, \tag{20}$$

где

$$k_1^2=\frac{2mE}{\hbar^2},$$

$$k_2^2=\frac{2m(E-U)}{\hbar^2},$$

$$k_3^2=\frac{2m(E-V)}{\hbar^2}.$$

Решение ищем в виде

$$\psi_j = A_j\exp(ik_jx)+B_j\exp(-ik_jx),\quad j=1,2,3, \tag{21}$$

причем, не нарушая общности, можно считать $A_1=1,\ B_3=0$, так как в области III нет волны, движущейся справа налево. Из условия непрерывности волновой функции и ее производной $\psi'=\dfrac{d\psi}{dx}$ следует

$$\begin{cases} \psi_1(0)=\psi_2(0),\\ \psi_1'(0)=\psi_2'(0),\\ \psi_2(a)=\psi_3(a),\\ \psi_2'(a)=\psi_3'(a). \end{cases} \tag{22}$$

Условия (22) с учетом (20) и (21) приводят к системе уравнений

$$\begin{cases} 1+B_1=A_2+B_2,\\ k_1(1-B_1)=k_2(A_2-B_2),\\ A_2\exp(ik_2a)+B_2\exp(-ik_2a)=A_3\exp(ik_3a),\\ k_2A_2\exp(ik_2a)-k_2B_2\exp(-ik_2a)=k_3A_3\exp(ik_3a). \end{cases} \tag{23}$$

Коэффициент прозрачности (коэффициент пропускания) барьера U для рассматриваемого случая равен

$$\underset{\rightarrow}{D}=|A_3|^2. \tag{24}$$

A_3 как один из корней системы (23) описывается формулой:

$$A_3 = \frac{4k_1k_2\exp(-ik_3a)}{(k_1+k_2)(k_2+k_3)\exp(-ik_2a)+(k_1-k_2)(k_2-k_3)\exp(ik_2a)}. \quad (25)$$

При движении частицы из области III через барьер в область I при той же функции $W(x)$ (формула (19)) также справедливы уравнения (23)–(25). При этом в данном случае $A_1 = 0, B_3 = 1$. В результате получим систему уравнений

$$\begin{cases} B_1 = A_2 + B_2, \\ k_1B_1 = k_2(B_2 - A_2), \\ A_2\exp(ik_2a) + B_2\exp(-ik_2a) = A_3\exp(ik_3a) + \exp(-ik_3a), \\ k_2A_2\exp(ik_2a) - k_2B_2\exp(-ik_2a) = k_3A_3\exp(ik_3a) - k_3\exp(-ik_3a), \end{cases} \quad (26)$$

из которой следует, что

$$B_1 = \frac{4k_2k_3}{(k_1+k_2)\ (k_2+k_3)\exp\ (-ik_2a)+(k_1-k_2)\ (k_2-k_3)\ \exp\ (ik_2a)}. \quad (27)$$

Коэффициент прозрачности барьера при движении частицы из области III влево равен

$$\underset{\leftarrow}{D} = |B_1|^2, \quad (28)$$

следовательно, отношение коэффициентов прозрачности

$$P = \frac{\underset{\rightarrow}{D}}{\underset{\leftarrow}{D}} = \frac{k_1^2}{k_2^3} = \frac{E}{E-V}. \quad (29)$$

Таким образом, различные степени дефектности по обе стороны от ювенильной поверхности и приводят к появлению на ней электрически заряженных участков с размерами, много большими атомных. Следовательно, две контактирующие друг с другом частицы вследствие наличия между ними потенциального барьера приобретают различные по знаку электрические заряды. Поверхность образца поликристаллического металла в целом остается электронейтральной, но ее адгезионные, триботехнические, адсорбционные и другие свойства зависят не только от кристаллохимических свойств поверхностных слоев, но и от наличия поверхностной зарядовой мозаики. В пределах отдельного зерна металлического поликристалла электрические заряды расходятся друг от друга на максимальные расстояния, т. е. распределяются на периферии этих зерен. Именно такая электростатическая структура (электрический рельеф по Г. И. Дистлеру) проявляется при декорировании металлических поверхностей частицами антрахинона или других компонентов.

Литература

1. Ашкрофт Н., Мермин Н. Физика твердого тела. М., 1979.
2. Лиопо В. А., Сенько А. Н., Шелег А. У. // Збір. наук. праць. Полтава, 2005. С. 47–52.
3. Лиопо В. А., Струк В. А., Авдейчик С. В. // Горная механика. 2006. С.19–30.
4. Дистлер Г. И. // Изв. АН СССР. Сер. физ.-мат. 1972. С. 1846.
5. Герасимов Ю. М., Дистлер Г. И. // Кристаллография. 1969.
6. Дистлер Г. И., Власов В. П., Герасимов Ю. М. и др. Декорирование поверхности твердых тел. М, 1976.
7. Шерманов Л. А., Мецик М. С., Голубь Л. М. Исследования в области ФТТ (ред. проф. М. С. Мецик). Иркутск, 1974.

V. A. LIOPO, V. A. STRUK, A. N SENKO., S. V. AVDEYCHIK

CHARGE MOSAIC ON THE SURFACES OF METALLIC POLYCRYSTALLINE

Summary

The mechanism of the formation of a charging mosaic on a surface of a polycrystalline particle of metal is considered. It is shown, that two particles contacting with each other owing to presence between them of a potential barrier get different by sign electric charges. This phenomenon must be considered with the evaluation of adhesive, adsorptive, tribotechnical and other casual characteristics of metal materials.

УДК 621.793:678.01

Л. В. АХМАДИЕВА, Н. А. АНТАНОВИЧ, А. В. БАЛЕЙКО, В. В. АНДРИКЕВИЧ

КОМПОЗИЦИОННЫЕ ГАЗОПЛАМЕННЫЕ ПОКРЫТИЯ НА ОСНОВЕ АЛИФАТИЧЕСКИХ ПОЛИАМИДОВ

Солигорский институт проблем ресурсосбережения с опытным производством

(Поступила в редакцию 18.01.2009)

Введение. Основными причинами выхода из строя деталей машин и механизмов являются процессы изнашивания и коррозии, поэтому необходимость использования защитных покрытий очевидна. Существенным аспектом применения покрытий является экономический: покрытия, сформированные из материалов иностранного производства и с применением сложной технологии, обладают требуемыми функциональными характеристиками, но являются достаточно дорогостоящими, поэтому существует необходимость разработки эффективных технологий нанесения функциональных покрытий на основе отечественных материалов [1–4].

В современном машиностроении для формирования и восстановления поверхностей деталей трения и защиты их от коррозионно-механического изнашивания более широкое применение находят полимерные материалы благодаря сочетанию высоких показателей триботехнических, физико-химических, деформационно-прочностных характеристик [5].

Наиболее распространенными технологиями нанесения покрытий на основе полимерных матриц являются: растворная, осаждения из псевдоожиженного слоя, ротационная и напыления из суспензий с последующим отверждением. В силу различных ограничений, обусловленных требованиями к экологической безопасности процесса, размерным фактором и условиями реализации, данные технологии практически не применяют при ремонте и восстановлении автотракторной техники и сельскохозяйственного оборудования.

Одним из перспективных способов является газопламенное напыление покрытий, которое производится на установках типов УПН-4Л, УПН-6-63, ТЕНА-П. Технология газопламенного нанесения покрытия основана на распылении полимерного компонента или композиционного материала устройством подачи установки. Расплавление полимерной основы осуществляют теплотой сжигания газообразной горючей смеси кислород – горючий газ (ацетилен, пропан-бутан и т. п.). После прогрева детали пламенем горелки осуществляют подачу порошка из бункера в зону горения. Расплавленные частицы ускоряются потоком газовой среды, переносятся и, взаимодействуя с предварительно подготовленной подложкой, закрепляются на ней, охлаждаются, образуя твердое покрытие [2, 4]. Высокие скорости охлаждения или суперохлаждения (10^6 $K \cdot c^{-1}$) частиц могут привести к образованию необычных аморфных и метастабильных фаз, несвойственных для материалов, получаемых по другим технологиям. Метод газопламенного напыления обладает рядом преимуществ:

возможность нанесения покрытий на изделия из практически любого материала, так как отсутствуют существенные температурные деформации или интенсивные механические воздействия и необходимость использования материалов с особыми свойствами (электропроводность, магнитная проницаемость) подложки;

отсутствие ограничений по размеру обрабатываемых изделий;

возможность нанесения слоев значительной толщины (от 0,05 до 8 мм);

получение покрытий с повышенной прочностью сцепления с основой;

несложная конструкция технологического оборудования, его низкая стоимость, компактность и мобильность;

простота технологических операций напыления, относительно небольшая трудоемкость, высокая производительность процесса нанесения функционального покрытия.

При напылении наиболее распространенным полуфабрикатом являются порошки. Это связано с неограниченными возможностями варьирования их состава для достижения заданных параметров характеристик служебных свойств покрытий. Полимерные материалы в исходном виде сравнительно редко применяют для получения газопламенных покрытий с комплексом повышенных характеристик. Для достижения высокой износостойкости, несущей способности и других показателей в состав полимерной матрицы вводят функциональные наполнители и модификаторы [6, 7]. К числу эффективных модификаторов относят дисперсные частицы природных силикатов – глин, трепела, а также карбонатов, сульфатов и т. п. Введение в состав полимерной матрицы минерального наполнителя позволяет достичь синергического эффекта. Считают, что повышение прочностных характеристик материалов при введении геомодификаторов обусловлено их активным действием на структурное упорядочение полимерной матрицы, увеличивающим степень кристалличности и формирующим квазикристаллические области в части связующего в граничном слое [1]. Предполагают, что в периферии наночастицы формируется упорядоченный переходной слой достаточно больших размеров, обусловленный действием слабых электромагнитных полей, генерируемых наночастицей вследствие наличия у нее нескомпенсированного заряда, который оказывает воздействие, главным образом, на области связующего, прилегающие к частице.

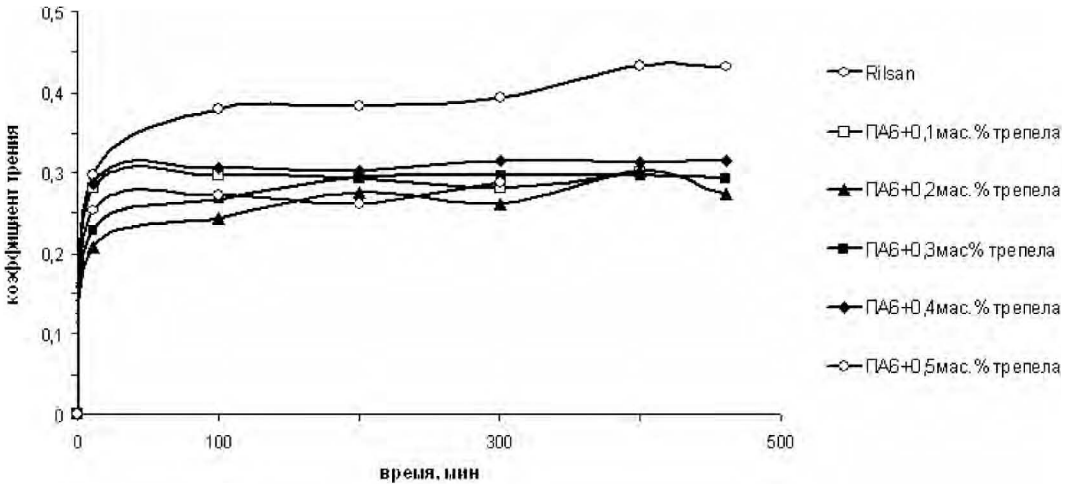
Силикатсодержащие модификаторы существенно изменяют характер трибохимических превращений в зоне металлополимерного контакта, что обуславливает изменение показателей износостойкости и коэффициента трения при эксплуатации без смазки [1].

Цель данного исследования – определение влияния допинговых добавок геомодификаторов на триботехнические и адгезионные характеристики полимерных покрытий на основе термопластичных матриц, сформированных методом газопламенного напыления.

Методы исследования. Объектом исследований являются газопламенные покрытия на основе термопластичного полиамида ПА11, выпускаемого под торговой маркой «Rilsan», и ПА6, производимого на ОАО «Гроднохимволокно».

Напыление покрытий производили при помощи установки ТЕНА-П. Подготовка металлических подложек из углеродистых сталей 45 и 08кп заключалась в предварительной очистке от загрязнений, обезжиривании и создании дополнительной шероховатости поверхности, необходимой для получения прочного и качественного покрытия, путем пескоструйной обработки и фосфатирования [2, 3]. Известно, что покрытия, полученные газопламенным напылением, могут иметь существенные различия в структуре и показателях служебных характеристик зависимости от режимов процесса формирования и состава горючей смеси [4]. Расстояние от горелки до обрабатываемой поверхности составляло 150–180 мм. Дисперсность полимерных частиц в композиции не превышала 250–315 мкм, частиц модификаторов – 250 мкм. Исследовались покрытия, сформированные из порошков ПА6 и ПА11 без наполнителей, и порошка ПА6, модифицированного трепелом и кремнем с содержанием каждого (в мас. %) 0,1, 0,2, 0,3, 0,4, 0,5. Триботехнические параметры оценивали по схеме палец–диск на машине трения типа ПД-1А при скорости скольжения $V = 0{,}3$ м/с и нагрузке $p = 4{,}0$ МПа. Прочность сцепления композиционного полимерного покрытия с металлической подложкой оценивали по прочности при ударе груза массой 1000 г с определенной высоты. Зарядовое состояние модификаторов исследовали методом термостимулированных токов (ТСТ).

Результаты и обсуждение. Результаты триботехнических испытаний покрытий представлены на рис. 1, 2, из которых следует, что покрытие из ПА11 обладает значительно бóльшим коэффициентом трения, чем покрытие из ПА6. Кроме того, разброс значений коэффициента трения для покрытия из ПА11 составляет от 0,3 до 0,44, в то время как для покрытия на основе ПА6 – от 0,23 до 0,33 при различном модифицировании. Полученные данные свидетельствуют о заметном изменении триботехнических характеристик: наименьший коэффициент трения имеет покрытие с содержанием трепела 0,2 мас. %. При модифицировании кремнем наименьший коэффициент трения имеет покрытие из полиамида 6 с содержанием минерала 0,3 мас. %. Данный эффект, вероятно, объясняется наличием различных надмолекулярных структур, формируемых благодаря нескомпенсированному заряду природных силикатов. Данными ТСТ-анализа подтверждается



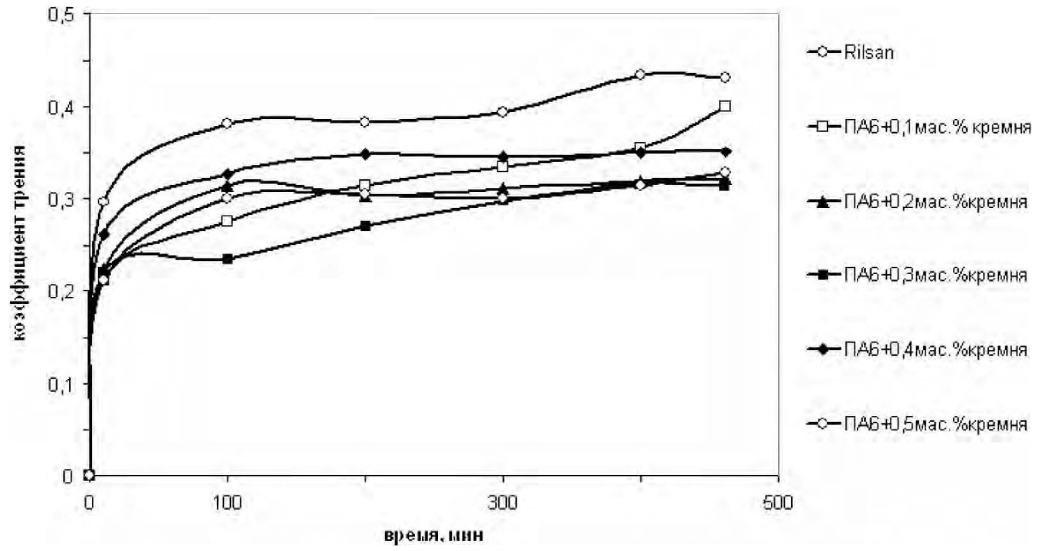


Рис. 1. Зависимость коэффициента трения от содержания наполнителя. Нагрузка 4 МПа, скорость скольжения 0,3 м/с

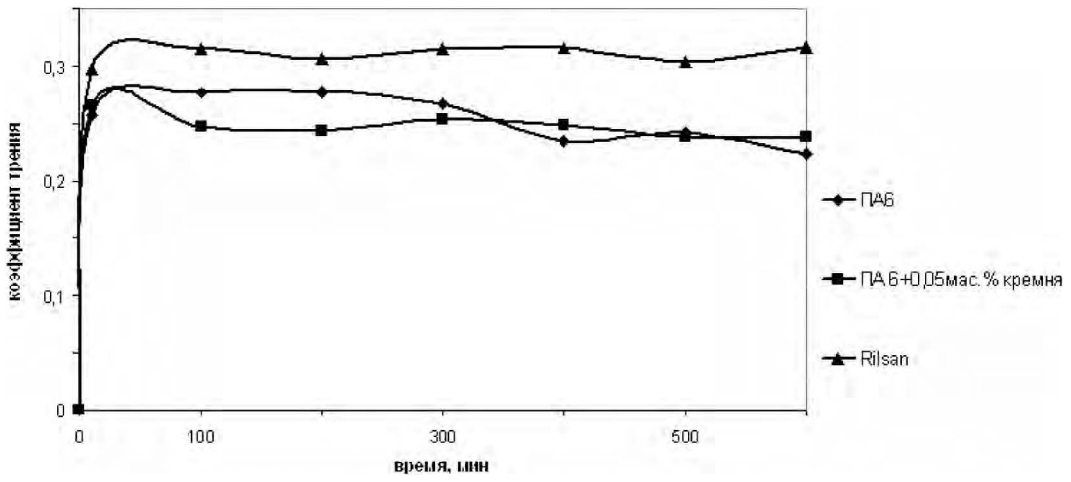


Рис. 2. Триботехнические характеристики газопламенных покрытий. Нагрузка 2 МПа, скорость скольжения 0,5 м/с

наличие собственного заряда у кремня и трепела, возникновение которого происходит в диапазоне температур, при которых производится процесс напыления. Таким образом, при плавлении частиц порошка возникают электрические поля, формируется упорядоченный переходной слой достаточно больших размеров в периферии наночастицы, происходит структурное упорядочение полимерной матрицы и увеличивается степень кристалличности в аморфной части связующего.

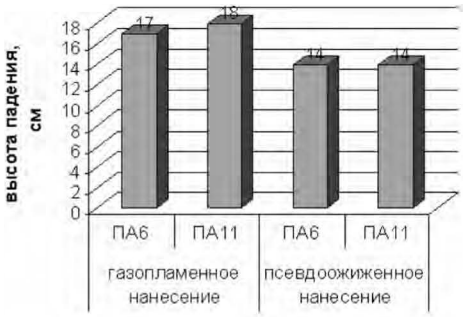


Рис. 3. Адгезионная прочность покрытий, сформированных по различным технологиям

Важным фактором при эксплуатации трибосопряжения являются показатели адгезионной прочности полимерного покрытия со стальной подложкой. Газотермические покрытия имеют преимущество по сравнению с покрытиями, сформированными по другим технологиям (рис. 3).

Известно, что прочность адгезионного соединения покрытия с металлической основой и частиц друг с другом в покрытии во многом зависит от степени деформирования и разрушения частиц при ударе о поверхность основы или предыдущего слоя покрытия. Сцепление покрытия с основой определяется площадью контакта частицы с напыляемой поверхностью. Чем она больше, тем более высокий вклад механической составляющей в прочность сцепления покрытия с подложкой. Кроме того, сила адгезии также зависит от топографии напыляемой поверхности, так как частицы расплава формируют покрытие вследствие их механического сцепления с микровыступами подложки и в местах разрушения оксидных пленок. Предварительно протравленные (фосфатированные) металлические подложки обеспечивают якорное сцепление (рис. 4), а механические методы подготовки – клиновое зацепление покрытия на микровыступах поверхности.

Важным аспектом формирования газопламенных покрытий на основе полимерных термопластичных матриц является возможность регулирования параметров межфазного взаимодействия компонентов непосредственно в процессе напыления при специфическом действии совокупных технологических факторов. Благодаря повышенным температурам, развивающимся в газовом потоке, происходит ряд физико-химических процессов, приводящих к изменению активности частиц полимерной матрицы и функционального модификатора. Кратковременное действие газового потока обусловливает плавление полимерной частицы и частичное окисление поверхностных слоев вследствие действия кислородсодержащих продуктов (влаги, оксидов металлов, остатков катализатора). Увеличение содержания полярных оксидных групп в поверхностном слое единичной частицы приводит к активации адсорбционного взаимодействия на границе раздела ансамблей частиц и твердой подложки и увеличению адгезионной прочности.

Одновременно повышенные температуры газового потока вызывают трансформирование и активизацию дисперсных частиц наполнителей. Например, при термичной обработке частиц слоистых силикатов (глин, слюд) протекают процессы дегидратации и дегидроксилации [1], приводящие к расслоению полуфабриката и образованию наноразмерных пластинчатых частиц с высокой активностью в процессах адсорбционного взаимодействия с полимерной матрицей. Одновременное транспортирование активированных полимерных и низкомолекулярных компонентов газовым потоком способствует формированию композиционного материала с повышенными параметрами служебных характеристик – адгезионной прочности, износостойкости, защитной способности.

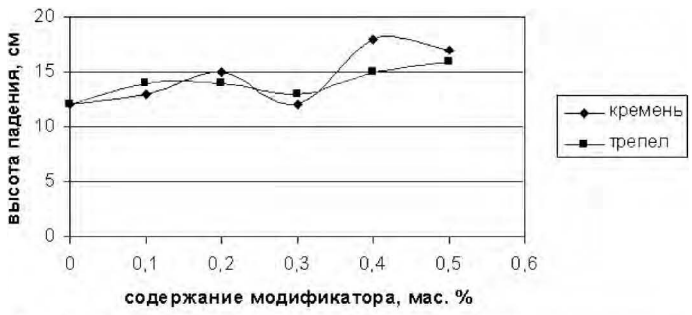


Рис. 4. Адгезионная прочность композиционных газопламенных покрытий на основе ПА6. Фосфатированная подложка

При введении в состав исходной смеси для получения композиционного покрытия олигомерных или низкомолекулярных компонентов, образующих в процессе сублимации или термолиза защитную газовую среду, удается снизить вероятность протекания глубоких термоокислительных и термодеструкционных процессов на поверхности расплавленной

полимерной частицы и обеспечить получение покрытия высокого качества. Как компоненты подобного механизма действия эффективны олигомерные полиолефиновые или фторсодержащие воски (парафины), являющиеся побочным продуктом синтеза или переработки промышленных полимеров, терморазлагающиеся соединения типа муравьинокислых (формиатов), щавелевокислых (оксалатов) солей поливалентных металлов (Fe, Co, Ni, Zn, Cu) и карбоновых кислот, а также другие соединения металлов (карбонилы, карбонаты и т. п.). В этом случае возможно получение металлсодержащих нанокомпозиционных покрытий с регулируемыми параметрами коррозионной стойкости, электропроводности, магнитной проницаемости и т. п. [1].

Несомненным достоинством газопламенной технологии нанесения композиционных покрытий на полимерных матрицах является возможность формирования многослойных структур, включающих в себя слои различного состава и функционального назначения путем совмещения нескольких распылительных устройств или последовательного нанесения слоев разного состава из одного распылительного устройства. Выбор технологии формирования функционального покрытия конкретного назначения определяется конструкцией узла, требованиями эксплуатации, условиями осуществления процесса.

Разработанные составы и технологии композиционных покрытий на основе алифатических полиамидов (ПА6, ПА11, смесей ПА6+ПА11 и др.) использованы при изготовлении, восстановлении карданных валов для автотракторной техники, выпускаемых ОАО «Белкард».

Практический опыт эксплуатации карданных валов с полимерным композиционным покрытием шлицевого соединения свидетельствует о высокой эффективности использования технологии газопламенного напыления.

Новые составы композиционных покрытий на полимерных матрицах защищены серией патентов на изделия РФ, РБ и Украины [8].

Заключение. Технология газопламенного напыления представляет собой перспективный метод, обеспечивающий возможность управления характеристиками формируемых покрытий на основе полимерных композиционных материалов в процессе нанесения путем интенсификации процесса смешивания компонентов, сообщения дополнительной энергии частицам (нагрев, ускорение), активации подложки и частиц (нагрев), увеличения площади поверхности частиц (уменьшение размера частиц). В процессе газопламенного напыления возможно формирование композиционных покрытий с заданным градиентом показателей служебных характеристик, в том числе многослойных.

Литература

1. Авдейчик С. В. и др. Полимер-силикатные машиностроительные материалы: физико-химия, технология, применение: Под ред. В. А. Струка, В. Я. Щербы. Мн., 2007.
2. Газотермическое напыление: учеб. пособие: Под общей ред. Л. Х. Балдаева. М., 2007.
3. Куприянов И. Л., Геллер М. А. Газотермические покрытия с повышенной прочностью сцепления. Мн., 1990.
4. Белоцерковский М. А., Федаравичус А. В. Теоретические и технологические основы упрочнения и восстановления изделий машиностроения: Сб. науч. тр. под ред. С. А. Астапчика, П. А. Витязя. Мн., 2001. С. 255–258.
5. Кербер М. Л. Полимерные композиционные материалы: структура, свойства, технология: учеб. пособие / Под ред. А. А. Берлина. СПб, 2008.
6. Авдейчик С. В., Лиопо В. А., Струк В. А. // Вестн. ГрГУ. Сер. 2. 2003. № 1 (19). С. 52–62.
7. Охлопкова А. А., Виноградов А. В., Пинчук Л. С. Пластики, наполненные ультрадисперсными неорганическими соединениями. Гомель, 1999.
8. Кравченко В. И. и др. Промышленность региона: проблемы и перспективы инновационного развития. Гродно, 2008.

L. V. AHMADIEVA, N. A. ANTANOVICH, A. V. BALEYKO, V. V. ANDRIKEVICH

COMPOSITE GAS-PLASMA COATINGS ON THE BASE OF ALIPHATIC POLYAMIDES

Summary

The tribotechnical and adhesive characteristics of composite coatings on the basis of aliphatic polyamides formed with various technologies are considered. The complex effect of disperse particles of modifiers of the various nature on structure of thermoplastic matrix is displayed. The recommendations on practical application of coatings in repair work are developed.

УДК 621.793.184

А. К. ВЕРШИНА, С. Д. ЛАТУШКИНА

КОРРОЗИОННО-ЭЛЕКТРОХИМИЧЕСКИЕ ИССЛЕДОВАНИЯ ДЕФЕКТНОСТИ ВАКУУМНО-ПЛАЗМЕННЫХ ТИТАНСОДЕРЖАЩИХ ПОКРЫТИЙ

Физико-технический институт НАН Беларуси

(Поступила в редакцию 13.02.2009)

Введение. Покрытия из титана и его соединений отличаются широким спектром функциональных свойств, среди которых важное место занимает высокая коррозионная стойкость в различных агрессивных средах. Среди многочисленных способов нанесения покрытий в последние годы весьма перспективными считаются способы плазменно-вакуумного осаждения, в частности, способ конденсации покрытия с ионной бомбардировкой (КИБ) [1]. Однако при использовании способа КИБ осаждение конденсатов протекает в сильно неравновесных условиях, когда скорость конденсации намного превышает скорость испарения. Наличие таких условий способствует захвату примесей растущими пленками, образованию метастабильных фаз, а также возникновению избыточного объема в осажденных пленках в виде микропор (типа решеточных вакансий), сквозных пор и пустот. Микропористость чаще всего проявляется в виде столбчатой микроструктуры [2]. Кроме того, при формировании покрытий из плазмы вакуумной дуги происходит дополнительное образование пор из-за наличия в пароплазменном потоке капельной составляющей. Высокая пористость ухудшает защитные свойства покрытий, способствуя как процессам окисления и питтингообразования на материале покрытия, так и электрохимическому растворению материала подложки. Вышеперечисленные дефекты конденсатов в значительной степени зависят от условий формирования последних и, в частности, от режимов нанесения.

Настоящая работа посвящена исследованию влияния технологических параметров процесса осаждения способом КИБ титановых и нитридтитановых покрытий на их коррозионное и электрохимическое поведение в агрессивных средах, служащих индикатором дефектности формируемых слоев.

Методика эксперимента. Осаждение покрытий осуществляли на стальные (08кп) и латунные (Л63) подложки при варьировании тока дугового разряда (I_g) в диапазоне 50–100 А, напряжения смещения (U_n) – 40–100 В, толщины покрытия – в диапазоне 2–16 мкм. Электрохимические характеристики регистрировали при помощи потенциостата П-5848. Пористость покрытий определялась методом индикаторных паст (ГОСТ 9.302–88). Коррозионные исследования проводили в 3%-ном растворе NaCl, 10%-ном растворе HNO_3, 10%-ном растворе H_2SO_4. Скорость коррозии в данном эксперименте рассчитывалась по изменению массы образцов.

При осаждении нитридтитановых покрытий давление реакционного газа (азота) изменялось в интервале 0,04–0,13 Па. Дополнительно коррозионную стойкость конденсатов оценивали по величине стационарного электродного потенциала (φ_c) системы покрытие–подложка, опосредовано характеризующего ее пористость.

Результаты эксперимента и их обсуждение. Титановые покрытия. Согласно электрохимической теории коррозионных процессов, титановое покрытие на стали по способу защиты является катодным и защищает стальную подложку путем изоляции ее от внешней среды [3]. Поэтому наличие пор и других объемных несплошностей в покрытии будет приводить к ускоренному коррозионному повреждению стальной подложки. В этом случае время осаждения покрытия как технологический параметр, однозначно коррелирующий с толщиной и определяющий пористость конденсата, является основным.

Для определения оптимального времени осаждения покрытий проводились электрохимические исследования и коррозионные испытания титановых покрытий различной толщины.

Стационарные потенциалы системы титановое покрытие – стальная подложка (табл. 1) существенно зависят от толщины покрытия, что указывает на эффективную работу данной биметаллической системы. Чем тоньше слой титанового покрытия, тем ближе потенциал системы к потенциалу железа, откуда следует, что анодное растворение железа в порах протекает без заметной поляризации. При малых толщинах титанового покрытия (2–4 мкм) потенциал во времени разблагораживается, что свидетельствует об ускорении процесса анодного растворения железа в порах. С увеличением толщины покрытия его пористость снижается, и облагораживание потенциала с течением времени может быть обусловлено закупоркой пор продуктами коррозии железа и соответственно замедлением анодной реакции в порах. Начиная с толщины 16 мкм покрытия становятся практически беспористыми, стационарный электродный потенциал системы покрытие–подложка при этом приближается к потенциалу титана. Однако следует отметить, что увеличение толщины конденсата не вызывает пропорционального увеличения коррозионной стойкости.

Таблица 1. **Временная зависимость стационарного электродного потенциала системы сталь 08кп–титановое покрытие (3%-ный раствор NaCl)**

Толщина покрытия h, мкм	Пористость покрытия, $см^{-2}$	Стационарный электродный потенциал φ_c, В (по хлорсеребряному электроду)					
		10 мин	20 мин	30 мин	1 ч	2 ч	24 ч
2	22,0	–0,44	–0,48	–0,48	–0,48	–0,48	–0,52
4	16,0	–0,40	–0,42	–0,43	–0,42	–0,44	–0,48
6	13,0	–0,32	–0,36	–0,36	–0,34	–0,34	–0,34
8	7,0	–0,29	–0,30	–0,30	–0,30	–0,28	–0,28
16	0,0	–0,20	–0,20	–0,20	–0,18	–0,18	–0,18

Располагая данными о начальных потенциалах контактируемых металлов и потенциале системы, можно по методу коррозионных элементов Розенфельда построить реальную коррозионную диаграмму для коррозионного элемента, включающего в качестве одного из электродов титановое покрытие. Согласно этому методу [4], если в покрытии, отличающемся по потенциалу от материала подложки, имеются поры, заполненные электролитом, и омическое падение потенциала в порах невелико, то начальные потенциалы электродов должны изменяться за счет поляризации появившимся в системе током. При больших омических падениях потенциала в порах, соизмеримых с начальной разностью потенциалов электродов, система окажется практически разомкнутой, и при любой толщине покрытия (пористости) будет фиксироваться потенциал металла покрытия. Сравнивая потенциалы отдельных электродов и потенциал системы покрытие–подложка, который будет находиться в промежутке между ними, можно судить о характере поляризации электродов и контролирующем факторе коррозии, пористости системы.

Катодная поляризационная кривая для металла покрытия была снята в том же электролите, в котором измеряли стационарные потенциалы образцов с покрытиями (3%-ный раствор NaCl), затем на этой кривой были отложены стационарные потенциалы образцов с покрытиями различной толщины и определены коррозионные токи (рис. 1).

С увеличением толщины покрытия плотность тока падает, изменяясь примерно по такому же закону, как и пористость (табл. 2). По мере наращивания толщины покрытия происходит накопление микро- и макрокапельных фаз и связанных с ними дефектов покрытия в целом. Выявление скрытых дефектов в виде раскрытия пор происходит в зонах сосредоточения капельной фазы. Поэтому увеличение толщины не всегда приводит к пропорциональному росту стойкости покрытий в электролитах.

Отметим, что для образцов с титановыми покрытиями наблюдается заметное уменьшение коррозионного тока при перемешивании электролита независимо от толщины конденсатов. Это не соответствует обычным представлениям об электрохимическом поведении металлов, согласно которым при увеличении эффективности работы покрытия в качестве катода коррозионный ток элементов должен возрасти. Очевидно, в данном случае более интенсивный подвод кислорода к катоду увеличивает плотность тока в порах, что усиливает анодную поляризацию железа и при-

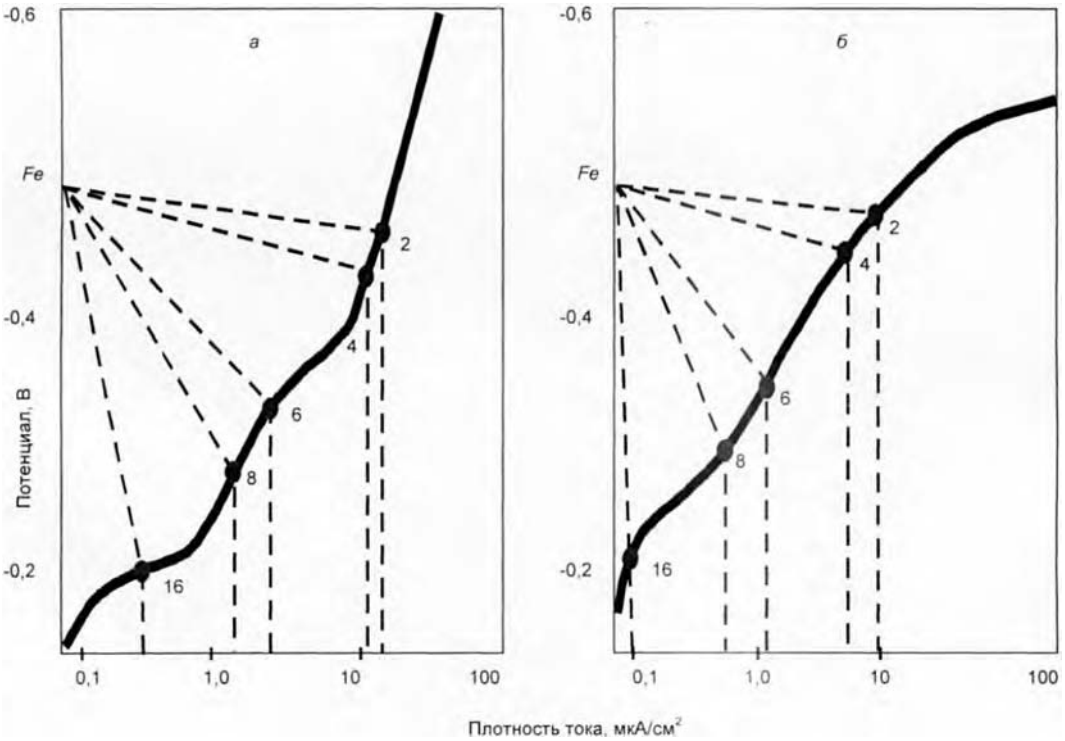


Рис. 1. Коррозионная диаграмма системы сталь 08кп–титановое покрытие в спокойном (*а*) и перемешиваемом (*б*) растворах 3%-ного NaCl

водит к уменьшению тока. Также свой вклад в уменьшение тока может вносить пассивация титана при повышенном поступлении кислорода к поверхности титана. Определенный таким образом суммарный ток элементов и его изменение во времени характеризуют защитную способность покрытия и являются объективными показателями пористости.

Таблица 2. **Зависимость тока коррозионных элементов системы сталь 08кп–титановое покрытие от толщины и перемешивания электролита (3%-ный раствор NaCl)**

Толщина покрытия, мкм	Плотность тока (мкА/см^2) при электролите	
	спокойном	перемешиваемом
2	22,1	9,6
4	18,0	8,1
6	5,2	1,8
8	2,3	0,84
16	0,48	0,17

Статистическая обработка многочисленных экспериментальных данных позволила методом наименьших квадратов получать функциональную зависимость стационарного электродного потенциала системы покрытие–подложка от пористости титановых покрытий:

$$\varphi_c = f_1(\Pi) = -0{,}172 - 0{,}016\Pi,$$

где φ_c – стационарный электродный потенциал, В; П – пористость, см$^{-2}$.

Полученная зависимость позволяет использовать электродный потенциал системы покрытие–подложка как величину, характеризующую пористость конденсата.

Условия эксплуатации изделий с титановыми покрытиями характеризуются использованием различных спектров агрессивных сред. В связи с этим рассмотрим коррозионное поведение образцов с покрытием в 3%-ном растворе NaCl и 10%-ных растворах HNO_3 и H_2SO_4.

Как следует из полученных результатов (рис. 2), в солевом и азотно-кислом растворах существенную роль в коррозионном поведении системы покрытие–подложка играет склонность титана к пас-

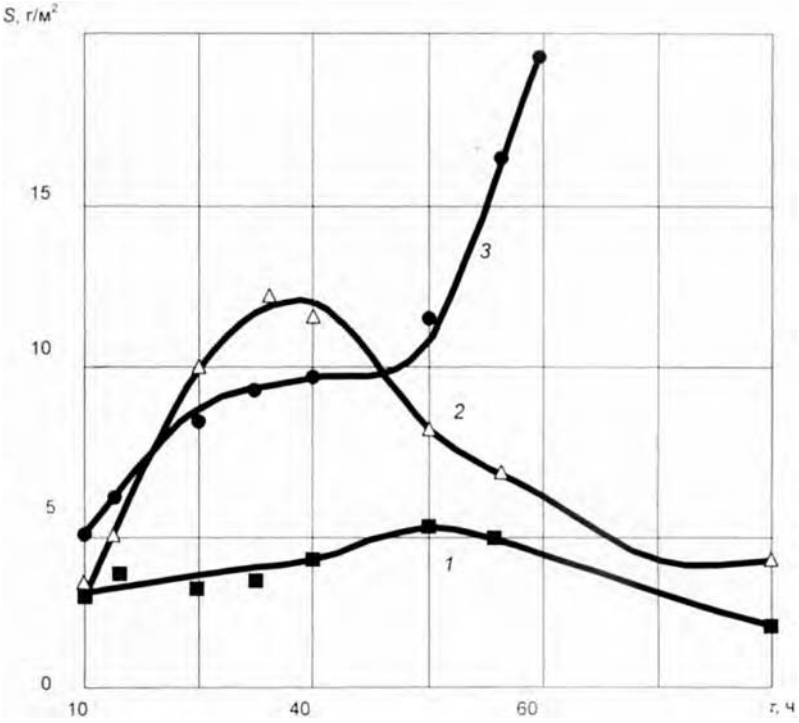


Рис. 2. Изменение во времени коррозионной стойкости стали 08кп с титановым покрытием в различных агрессивных средах: *1* – 3%-ный раствор NaCl; *2* – 10%-ный раствор HNO_3; *3* – 10%-ный раствор H_2SO_4

сивации, а в растворе серной кислоты происходит растворение защитной окисной пленки на поверхности титанового покрытия. Экстремальный характер зависимости скорости коррозии образцов с покрытием от времени контакта с 3%-ным раствором NaCl и 10%-ным раствором HNO_3 может быть обусловлен следующими обстоятельствами. Титан в паре сталь–покрытие является катодом, поэтому скорость коррозии данной системы определяется соотношением площадей контактирующих металлов в среде электролита. Повышение скорости коррозии обусловлено растворением железа в порах покрытия, титановое покрытие при этом не растворяется и практически не меняет свой первоначальный внешний вид, что объясняется ускоренной пассивацией титана такими окислителями, как растворенный кислород и азотная кислота. С увеличением времени контакта происходит закрытие пор труднорастворимыми продуктами коррозии, что приводит к уменьшению площади контакта и соответственно скорости коррозии.

В сернокислом растворе процессы пассивации отсутствуют. На начальном этапе контакта агрессивной среды с покрытием происходят разрушение окисной пленки на титане, а затем и растворение последнего. Одновременно протекают процессы вскрытия закрытых и увеличения сквозных пор. Следовательно, в данном растворе титановое покрытие не только активирует коррозию стальной подложки, но и само подвергается разрушению.

Таким образом, полученные результаты позволяют осуществлять оптимальный выбор толщины титанового покрытия, используемого в качестве защитного в химически агрессивных средах.

Нитридтитановые покрытия. Оптимизация технологических параметров в целях обеспечения требуемых ингредиентов в зоне синтеза соединений в первую очередь подразумевает управление процессами генерации продуктов электрической эрозии, их ионизацию, ускорение и транспортировку к поверхности конденсации. В связи с этим представляется необходимым изучение влияния основных технологических параметров процесса осаждения (время осаждения, парциальное давление реакционных газов, ток дугового разряда, потенциал смещения на подложке и т. д.) на защитные характеристики формируемых покрытий.

Поскольку изучался процесс формирования покрытий на различных материалах, следует отметить, что процесс осаждения покрытий на латунные подложки имеет свои особенности. Латунь Л63, согласно диаграммам состояния медь–цинк и пластичности, является двухфазным сплавом ($\alpha+\beta$). α-Фаза представляет собой твердый раствор цинка и меди, имеющий ГКЦ-решетку, обладающий низкой твердостью, прочностью и достаточно высокой пластичностью. Наряду с основными компонентами (медь и цинк) латунь содержит примеси свинца, железа, сурьмы, висмута и других элементов [6]. Наличие свинца и висмута при содержании 0,03% каждого и выше приводит к резкому снижению пластичности при тепловой обработке. Железо при содержании в латуни 0,6–0,7% значительно повышает температуру начала рекристаллизации и снижает пластичность. При температурах выше 300 °С происходит разупрочнение одной из модификаций β-фазы из-за перестройки решетки в неупорядоченное состояние. Таким образом, наличие как примесей в латуни в свободном состоянии, так и легколетучих компонентов (Zn, Sn), сравнительно легкие

структурные превращения при изменении температуры, сказывающиеся на физико-механических свойствах, должны в значительной степени влиять на процессы формирования покрытий, их структуру, свойства.

Результаты экспериментов (рис. 3) свидетельствуют о том, что влияние (основных) технологических параметров процесса осаждения покрытий на их защитные свойства неоднозначно. Так, с увеличением потенциала смещения кинетическая энергия ионов титана за счет их ускорения в дебаевском слое возрастает, что создает благоприятные условия для формирования более плотной структуры покрытия. Однако в то же время растет вероятность реиспарения материала покрытия, что вызывает уменьшение толщины наносимого покрытия и, как следствие, ухудшение защитных свойств системы покрытие–подложка. Аналогичная зависимость наблюдается и в случае осаждения нитридтитанового покрытия на подложки, выполненные из латуни. Кроме того, увеличение энергетической составляющей параплазменного потока, взаимодействующего с латунной подложкой, вызывает повышение температуры последней, что отрицательно отражается на структуре и адгезионных свойствах конденсатов.

С увеличением давления реакционного газа стационарный потенциал облагораживается, что связано с увеличением количества титана, вступившего в реакцию с азотом, и образованием стехиометрического TiN, обладающего повышенной коррозионной стойкостью в хлоридсодержащих средах. Дальнейшее повышение давления азота приводит к образованию нитрида титана в объеме вакуумной камеры [6] и его осаждению на поверхность подложки в виде пористого слоя. В результате потенциал системы покрытие–подложка приближается к потенциалу подложки.

Влияние тока дугового разряда на коррозионную стойкость формируемых покрытий определяется в первую очередь гетерофазностью плазменного потока и, в частности, наличием капельной фазы в последнем. Результаты эксперимента показали, что повышение тока дугового разряда выше 100 А приводит к дефектности покрытия и снижению стационарного электродного потенциала, что обусловлено увеличением количества капель в параплазменном потоке и соответственно на подложке. При осаждении по-

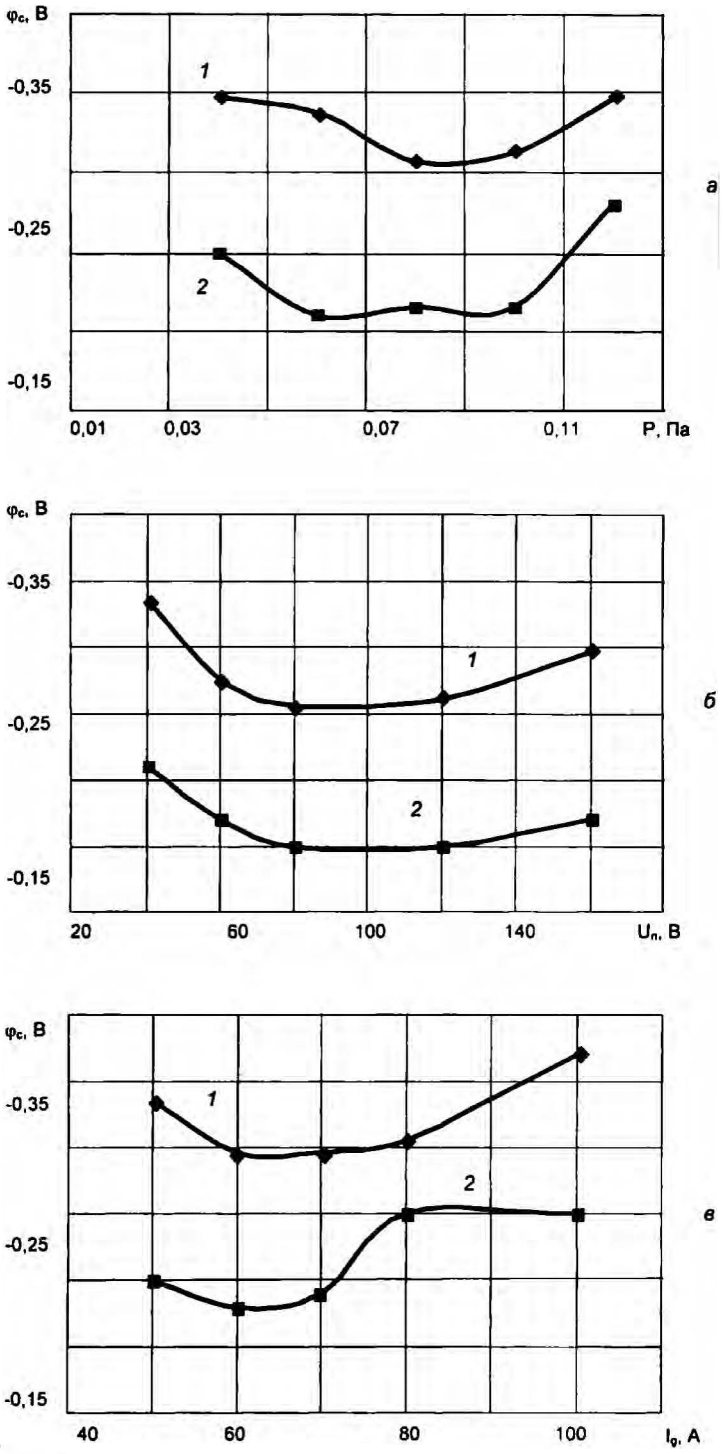


Рис. 3. Зависимость стационарного электродного потенциала системы TiN-покрытие–подложка от давления реакционного газа (*а*), напряжения на подложке (*б*), тока дуги (*в*); подложка – сталь 08кп (*1*), латунь Л63 (*2*)

крытий на латунную подложку в отличие от стальной рабочий интервал значений силы тока дуги будет меньше (рис. 3, *в*, кривая *2*), так как с увеличением силы тока свыше 70 А наблюдается разогрев подложки, что влечет испарение из нее легколетучих компонентов (Zn, Sn), оказывая тем самым отрицательное влияние на структуру формируемого защитного слоя.

Результаты экспериментов показывают, что существенное влияние на формирование сквозной пористости покрытия оказывает капельная составляющая плазменного потока материала катода. Однако полученные результаты позволяют выбрать параметры технологического процесса, при которых осаждаемые TiN-покрытия обладают хорошей защитной способностью.

Заключение. Коррозионное и электрохимическое поведение системы титановое покрытие–подложка в различных агрессивных средах определяется, во-первых, толщиной покрытия и, во-вторых, химической активностью титана в выбранном электролите. Установлено, что уменьшение анодного тока поляризации при повышенном поступлении кислорода к поверхности титана обусловлено как увеличением плотности тока в порах, так и пассивацией титана.

Рациональный выбор параметров процесса осаждения нитридтитановых покрытий позволяет уменьшить гетерофазность плазменного потока, минимизировать реиспарение покрытия, уменьшить термическое воздействие на подложку и в результате сформировать конденсаты стехиометрического состава с высокими защитными свойствами, в том числе и на подложках с низкой термостабильностью.

Установлена корреляционная зависимость между пористостью конденсатов и стационарным электрохимическим потенциалом системы покрытие–подложка, что позволяет в дальнейшем использовать стационарный потенциал как сравнительную характеристику защитной способности покрытий, осаждаемых плазменно-вакуумными способами.

Литература

1. Мрочек Ж. А., Вершина А. К., Иващенко С. А. и др. Плазменно-вакуумные покрытия. Мн., 2004.
2. Барвинок В. А., Богданович В. И., Митин Б. С. и др. // Физика и химия обработки материалов. 1986. № 5. С. 92–97.
3. Попов Ю. А. Теория взаимодействия металлов и сплавов с коррозионно-активной средой. М., 1995.
4. Розенфельд И. Л. Коррозия и защита металлов. М., 1969.
5. Ким Л. Кинетика электрохимического растворения металлов. М., 1990.
6. Вершина А. К., Изотова С. Д., Плескачевский И. Ю. // Вакуумная техника и технология. 1993. № 5–6. С. 28–30.

A. K. VERSHINA, S. D. LATUSHKINA

CORROSION-ELECTROCHEMICAL INVESTIGATIONS OF DEFECTION OF TITANIUM CONTAINING VACUUM COATINGS

Summary

The effect of technological parameters of the vacuum plasma deposition process on the porosity and protective properties of titanium containing coatings is investigated.

МАШИНОСТРОЕНИЕ, МЕХАНИКА

УДК 621.81

В. Е. АНТОНЮК[1], А. М. ГОМАН[1], В. С. АЛЕКСАНДРОВА[1], В. В. РУДЫЙ [2]

ВЫБОР РАЦИОНАЛЬНЫХ ПАРАМЕТРОВ УСТАНОВОК ДЛЯ ДИНАМИЧЕСКОЙ СТАБИЛИЗАЦИИ ФРИКЦИОННЫХ ДИСКОВ

[1] Объединенный институт машиностроения НАН Беларуси,
[2] Белорусский автомобильный завод

(Поступила в редакцию 29.09.2008)

Введение. В современных карьерных самосвалах для торможения используются многодисковые маслоохлаждаемые тормозные механизмы, особенностью которых является применение крупногабаритных тормозных дисков с диаметрами до 900 мм. Если учесть, что многодисковые маслоохлаждаемые тормозные механизмы постоянно работают при спуске карьерных самосвалов, то тормозные диски должны сохранять геометрические параметры во время эксплуатации, а исходная точность по отклонению от плоскостности рабочих поверхностей должна быть в пределах не более 0,20–0,30 мм.

Известные технологические методы изготовления фрикционных дисков с использованием термофиксации и различных способов правки не обеспечивают желаемой точности по отклонению от плоскостности и стабильности геометрических параметров.

Динамическая стабилизация фрикционных дисков является эффективным и высокопроизводительным методом получения высокой точности рабочих поверхностей и снятия остаточных напряжений [1, 2]. Для фрикционных дисков с наружными диаметрами до 450 мм и толщиной до 3 мм после динамической стабилизации отклонение от плоскостности не превышает 0,25 мм. Наиболее рациональная схема осуществления динамической стабилизации для фрикционных дисков представлена на рис. 1, когда нагружение диска *2* осуществляется между коническими верхними *1* и нижними приводными роликами *3*.

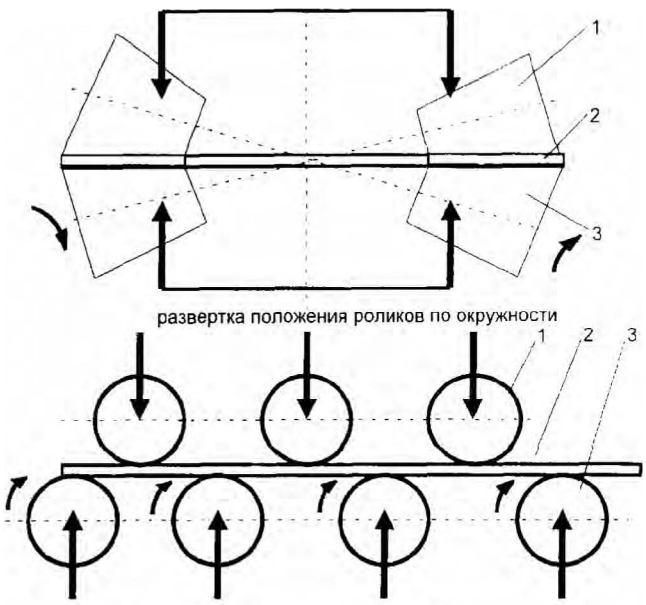


Рис. 1. Схема динамической стабилизации фрикционных дисков

Однако для крупногабаритных фрикционных дисков с наружными диаметрами до 900 мм, используемых в многодисковых маслоохлаждаемых тормозных механизмах карьерных самосвалов, потребовалось создание методики расчета напряженно-деформированного состояния дисков, которая необходима для выбора рациональной конструкции и проектирования установок для динамической стабилизации таких фрикционных дисков.

Постановка задачи. Экспериментальные исследования показали, что в зоне нагружения диска, осуществляемого верхними роликами, происходит разворот сечений относительно оси дисков на некоторый угол φ.

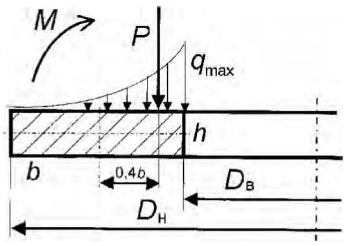


Рис. 2. Схема нагружения диска верхним роликом

Для достижения наилучших результатов стабилизации по точности необходимо иметь минимальное значение этого угла. Очевидно, что решить данную задачу можно выбором рационального числа нагружающих и опорных роликов и соответствующей конструкцией регулирования их положения. С этой целью в настоящей статье расчетная схема фрикционных дисков представляется в виде нагружения плоскопространственного кривого бруса при совместном действии изгиба и кручения.

Напряженно-деформированное состояние плоского диска. От взаимодействия нагружающих *1*, опорных *3* роликов (рис. 1) с диском зависит его напряженно-деформированное состояние. Выделим участок диска в месте контакта с верхним роликом и действующими нагрузками так, как указано на рис. 2. Численный, конечно-элементный анализ напряженного состояния диска показал, что нагрузка, действующая со стороны нагружающего ролика, распределена по нелинейному закону. Результирующими силовыми факторами этой нагрузки являются сила P и момент M. Приняв за расчетную схему диска кривой брус, при таком нагружении имеем совместный изгиб и кручение. Сечение бруса представляет собой прямоугольник со сторонами h и b, где b – ширина сечения, h – высота сечения. В первом приближении можно принять, что линия действия равнодействующей силы P отстоит от вертикальной оси симметрии сечения диска на расстоянии $0{,}4b$. Тогда M определяется зависимостью: $M = 0{,}4Pb$ (рис. 2), где $D_в$, $D_н$ – внутренний и наружный диаметр кольца соответственно.

Используя принцип суперпозиции и рассматривая только упругое решение, исходную задачу можно разделить на две более простые задачи: в первой исследуется действие на брус силы P (рис. 3, *а*), во второй – действие крутящего момента M (рис. 3, *б*) [3]. При решении этих задач вследствие симметричного условия нагружения диска рассматривается часть кривого бруса, нагруженного в симметричном сечении C силой P или крутящим моментом M. При решении первой

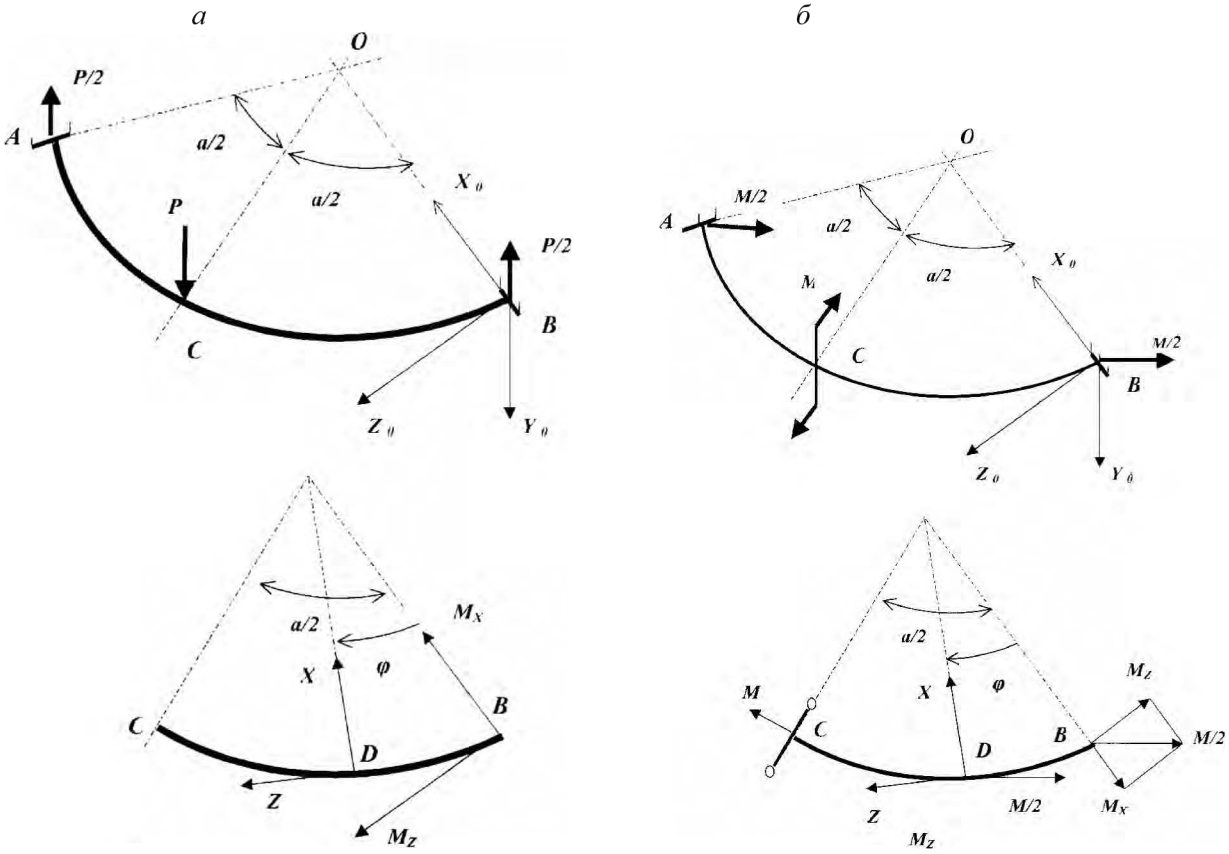


Рис. 3. Схемы нагружения части кривого бруса вертикальной силой (*а*) и крутящим моментом (*б*)

задачи предполагалось, что брус заделан в сечениях A и B. Решение этой статически неопределенной задачи произведено с помощью теоремы Кастилиано. Сравнение расчетных значений наибольшего прогиба δ_{max} бруса в нагруженном силой P сечении со значениями, найденными экспериментально, показало их вполне удовлетворительное совпадение. Как показывает решение, углом поворота бруса в данном сечении можно пренебречь.

Расчет максимального угла поворота сечения диска. Максимальный угол поворота диска φ_{max} происходит в сечении C под действием крутящего момента M (рис. 3, *б*). Для его определения необходимо знание реактивных моментов, действующих на диск со стороны опорных роликов. Закон распределения сил действия этих роликов на диск носит нелинейный характер (рис. 4) и его определение требует решения весьма сложной задачи.

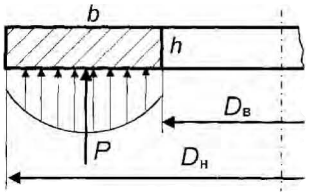


Рис. 4. Реакция опорного ролика на диск

Опорный ролик для диска представляет собой одностороннюю связь: при отрыве участка диска от ролика силы контактного взаимодействия в этой зоне становятся равными нулю. Подобные задачи исследовались в [4] на примере контактного взаимодействия брусьев с жестким основанием. Анализ напряженно-деформированного состояния диска в зоне взаимодействия с опорными роликами методом конечных элеменов показал, что влиянием реактивных моментов этих сечений в первом приближении можно пренебречь. Поэтому в расчетной схеме (рис. 3, *б*) в сечениях A и B, расположенных над опорными роликами, показаны только внутренние моменты: изгибающий M_{x0} и крутящий M_{z0}. Величины этих моментов находятся из условия, что при действии крутящего момента M (рис. 3, *б*) уравновешивающие моменты в сечениях A и B равны $M/2$. Отсюда следует, что $M_{X0} = -\frac{M}{2}\sin\frac{\alpha}{2}$, $M_{Z0} = -\frac{M}{2}\cos\frac{\alpha}{2}$ в текущем сечении, определяемом углом φ:

При $0 \le \varphi \le \frac{\alpha}{2}$

$$M_x = -\frac{M}{2}\sin\left(\frac{\alpha}{2} - \varphi\right).$$
$$M_z = -\frac{M}{2}\cos\left(\frac{\alpha}{2} - \varphi\right). \qquad (1)$$

С учетом симметрии сечений A и B относительно сечения C выражение для внутренней потенциальной энергии представляется в виде

$$U = \int_0^{\frac{\alpha}{2}} \left(\frac{M_x^2}{2EJ_x} + \frac{M_z^2}{2GJ_к} \right) r d\varphi, \qquad (2)$$

где $r=(D_в+D_н)/4$ – средний радиус диска, E, G – модули Юнга и сдвига материала кольца соответственно, J_x – момент инерции сечения кольца относительно оси x, $J_к$ – момент инерции сечения при кручении.

Максимальный угол поворота сечения φ_{max}, к которому приложен момент M, согласно теореме Кастелиано, равен

$$\varphi_{max} = \frac{\partial U}{\partial M} = 2\int_0^{\alpha/2} \left(\frac{M_x}{EJ_x}\frac{\partial M_x}{\partial M} + \frac{M_z}{GJ_k}\frac{\partial M_z}{\partial M} \right) r d\varphi. \qquad (3)$$

Подставляя (1) в (3) и учитывая, что при $0 \le \varphi \le \frac{\alpha}{2}$ $\frac{\partial M_x}{\partial M} = -\frac{1}{2}\sin\left(\frac{\alpha}{2} - \varphi\right)$, $\frac{\partial M_z}{\partial M} = -\frac{1}{2}\cos\left(\frac{\alpha}{2} - \varphi\right)$,

получаем

$$\varphi_{max} = \frac{M}{2EJ_x}\int_0^{\alpha/2} \sin^2\left(\frac{\alpha}{2} - \varphi\right) r d\varphi + \frac{M}{2GJ_k}\int_0^{\alpha/2} \cos^2\left(\frac{\alpha}{2} - \varphi\right) r d\varphi.$$

После интегрирования, учитывая, что $M = 0,4Pb$, находим

$$\varphi_{\max} = k_\varphi \frac{3Mr}{2Ebh^3} = 0,6k_\varphi \frac{\mathrm{Pr}}{Eh^3}, \tag{4}$$

где

$$k_\varphi = \alpha - \sin\alpha + \frac{EJ_x}{GJ_k}(\alpha + \sin\alpha). \tag{5}$$

Выполним расчет $\varphi_{\max}$ для кольца из стали 65Г с параметрами $\mu = 0,3$, $E = 2,0 \cdot 10^{11}$ Па, $G = 8,0 \cdot 10^{10}$ Па, $D_н = 0,910$ м, $D_в = 0,675$ м, $r = 0,3963$ м, $b = 0,1175$ м, $h = 0,004$ м при использовании схемы нагружения, показанной на рис. 1, с числом роликов 14, 15 и 16. Для прямоугольного сечения (рис. 2)

$$EJ_x = E\frac{bh^3}{12} = 0,083Ebh^3,$$

$$GJ_k = G\beta bh^3.$$

Коэффициент β зависит от соотношения сторон сечения бруса [5] и при $b/h = 29,4$ $\beta = 0,333$. Модуль сдвига G связан с модулем упругости E соотношением [5]: $G = \frac{E}{2(1+\mu)}$. Приняв $\mu = 0,3$, имеем $GJ_k = 0,119Ebh^3$, тогда $\frac{EJ_x}{GJ_k} = 0,648$ и выражение (5) примет следующий вид:

$$k_\varphi = \alpha - \sin\alpha + 0,648(\alpha + \sin\alpha). \tag{6}$$

В таблице приводятся рассчитанные по зависимостям (4), (6) значения $\varphi_{\max}$ для различных значений нагрузок *P*, суммарного значения ΣP и числа роликов n.

Значения углов поворота $\varphi_{\max}$ сечения *C*

Параметр	Количество роликов		
	14	15	16
$\alpha = 2\pi/n$	0,449	0,417	0,393
P, Н	8745,7	9368,0	9992,6
$\Sigma P = nP$, кН	122,4	140,5	159,9
k_φ	0,587	0,547	0,513
$\varphi_{\max}$, град	4,97	4,96	4,96

Таким образом, можно рассчитать требуемый обратный угол поворота нагружающего и опорного роликов для устранения возникающего поворота («тарельчатости») сечения фрикционного диска в процессе динамической стабилизации.

На рис. 5 представлена конструктивная схема узла нижнего приводного ролика с регулируемым углом оси, используемого в установке для динамической стабилизации крупногабаритных фрикционных дисков с наружными диаметрами до 900 мм. Нижний приводной ролик *1* имеет привод через муфту *2* и редуктор *3* от электородвигателя *4*, которые установлены на плите *5*. Последняя, с одной стороны, через ось *6* связана с корпусом *7*, а с другой, через ролик *8* опирается на клин *9*, перемещаемый винтом *10*. При вращении винта *10* происходит перемещение клина *9* и соответственно подъем или опускание наружной стороны плиты *5* вместе с опорным роликом *1*. В результате измененяется положение оси опорного ролика *1* на требуемый расчетный угол для каждого конкретного диска в соответствии с расчетной величиной, выполненной по предлагаемой методике.

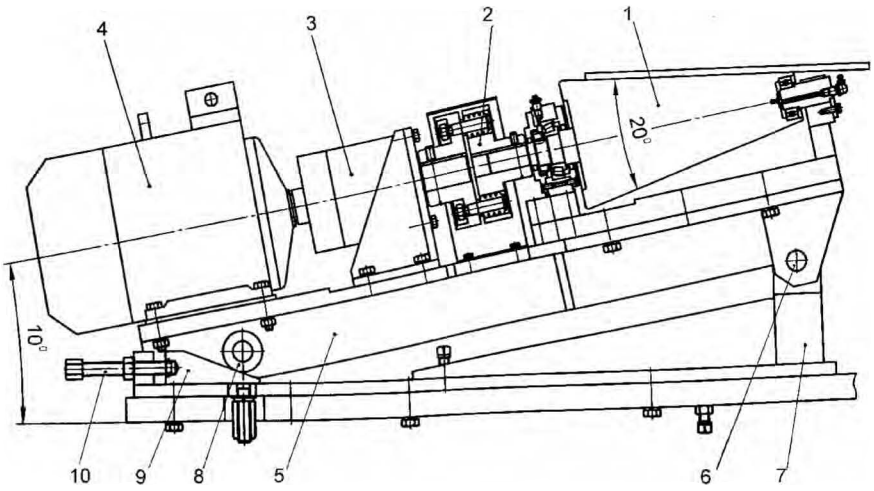


Рис. 5. Конструктивная схема узла нижнего приводного ролика с регулируемым положением оси

Заключение. Пользуясь вышеизложенной методикой напряженного состояния колец, можно подобрать такое соотношение числа нагружающих роликов и требуемого усилия нагружения, чтобы получить минимальные значениям угла φ_{max} при рациональной мощности установки. По расчетным значениям угла φ_{max} можно производить изменение положения осей нагружающих и опорных роликов и в конечном счете обеспечивать более высокую точность по требуемому отклонению от плоскостности фрикционных дисков после динамической стабилизации.

Литература

1. Антонюк В. Е. // Материалы, технологии, инструменты. 2004. № 3, Т. 9. С. 82–87.

2. Антонюк В. Е. Динамическая стабилизация геометрических параметров деталей знакопеременным нагружением. Мн., 2004.

3. Антонюк В. Е., Гоман А. М., Александрова В. С. // Материалы, технологии, инструменты. 2006. № 2, Т. 11. С. 32–38.

4. Феодосьев В. И. Избранные задачи и вопросы по сопротивлению материалов: Для втузов. М., 1996.

5. Феодосьев В. И. Сопротивление материалов. М., 2005.

V. E. ANTONUK, A. M. GOMAN, V. S. ALEXANDROVA, V. V. RUDY

CHOICE OF RATIONAL PARAMETERS OF INSTALLATIONS FOR DYNAMIC STABILIZATION OF FRICTION PLATES

Summary

In modern career dump trucks of the big weight-lifting capacity brake plates with diameters to 900 mm are applied. Necessary exactitude on an aberration from flatness of work faces can be obtarned by a method of dynamic stabilisation. Thus in a disk loading zone realised by the upper rollers, there is a sharp turn of sections concerning a shaft of disks on some corner φ which should not exceed a defined value. In the given operation this problem is solved making a choice of a rational number of loading and support rollers and a corresponding construction of regulation of position of rollers.

УДК 629.113-585

О. С. РУКТЕШЕЛЬ, В. Л. СОЛОМАХО, А. А. ФИЛИМОНОВ, В. А. КУСЯК

ИНТЕЛЛЕКТУАЛЬНАЯ СИСТЕМА УПРАВЛЕНИЯ СТЕНДА АВТОМАТИЗИРОВАННОГО СИЛОВОГО АГРЕГАТА АВТОМОБИЛЯ

Белорусский национальный технический университет

(Поступила в редакцию 07.12.2008)

В соответствии с приоритетными направлениями научно-технической деятельности в Республике Беларусь на 2006–2010 гг. первостепенной задачей успешного развития предприятий автомобилестроительной отрасли в условиях рыночной экономики является выпуск конкурентоспособной продукции. Одним из возможных путей достижения этой цели является автоматизация процессов трогания с места и переключения передач в механической трансмиссии, имеющей ступенчатую коробку передач (КП) и сухое фрикционное сцепление.

За рубежом вопросу автоматизации управления силовыми агрегатами уделяется большое внимание. Подтверждением этому является широкая гамма предлагаемых потребителю моделей механических автоматизированных КП (табл. 1) ведущих мировых производителей. Алгоритм переключения в таких коробках – с центральной синхронизацией. Для выравнивания угловых скоростей включаемых элементов вместо синхронизаторов используется ДВС, за счет чего конструкция КП получается компактнее и легче. Кроме того, на низших передачах, когда зубчатые зацепления, валы и подшипники нагружаются значительными усилиями, крутящий момент принудительно ограничивается электронным блоком управления (ЭБУ) двигателя, что также уменьшает габаритные размеры и массу коробки передач. Автоматизированные КП являются весьма перспективными и получают все большее распространение [1–3].

Автоматизированные системы переключения передач (АСПП), разработанные на базе механической трансмиссии со ступенчатой коробкой передач и сухим фрикционным сцеплением, позволяют осуществлять: трогание автомобиля с места с низшей, оптимальной или наивысшей передачи; маневрирование с низкими скоростями на площадке ограниченных размеров; переключение передач; выбор передачи после торможения или движения накатом, блокировку включенной передачи; остановку автомобиля.

Анализ современных тенденций в области создания мехатронных систем показывает, что для расширения их функциональных возможностей (адекватной оценки дорожных условий, учета стиля вождения, дрейфа и нелинейности характеристик исполнительных механизмов и узлов) необходимо использовать адаптивные алгоритмы и законы переключения передач. Наличие этих особенностей требует использования интеллектуальных функций и элементов нечеткой логики, что делает автоматизированную систему интеллектуальной (ИАСПП).

Новые возможности в данной области появляются при интеграции ИАСПП в архитектуру бортовой электронной сети АТС на основе шины CAN, совместном функционировании с другими электронными системами управления: антиблокировочной (ABS), противобуксовочной (ASR), управления топливоподачей дизельного двигателя (EDC), стабилизации и курсовой устойчивости (ESP). В частности, появляется возможность реализации алгоритма трогания на подъемах HSA(Hill Start Assist) [4] и дополнительной функции автоматического поддержания скорости автомобиля. Для обоих случаев характерным является параллельное или последовательное использование автономных структур управления тяговым и тормозным режимами. При трогании на подъеме управляющее воздействие одновременно передается исполнительным механизмам топливоподачи ДВС, включения сцепления и колесным механизмам рабочей тормозной системы. В режиме автоматического поддержания скорости ЭБУ последовательно управляет топливоподачей двигателя и элементами вспомогательной тормозной системы.

Таблица 1. **Технические характеристики механических автоматизированных коробок передач**

Производитель и модель коробки передач		Число ступеней	$M_{вх}$, Н·м	D	Шаг передаточных чисел	ПЧ			m, кг	$m_{уд}$, кг/(Н·м)	Длина, мм	Особенности
						U_1	$U_в$	$U_{ДР}(U_{ДЕЛ})$				
Eaton and Dana Corporation (США)	Eaton FO-6406A-ASX	6	896	9,04	1,71–1,28	7,05	0,78	–	166	0,185	650	–
	Eaton FO-8406A-ASX	6	1167	9,04	1,71–1,28	7,05	0,78	–	166	0,142	650	–
	Eaton TO-11607B-ASX**	7	1560	12,35	1,73–1,33	9,24	0,75	–	277	0,178	734	–
	Eaton TO-14607B-ASX**	7	1900	12,35	1,73–1,33	9,24	0,75	–	277	0,146	734	–
	Eaton RTO-10910B-AS2**	10	1425	14,81	1,36–1,34	10,96	0,74	4,46	284	0,199	760[1]	ДР
	Eaton RTO-14910B-AS2**	10	1968	14,81	1,36–1,34	10,96	0,74	4,46	293	0,149	760[1]	ДР
	Eaton RTO-14910C-AS2**	10	1968	17,53	1,38–1,37	12,8	0,73	4,9	293	0,149	760[1]	ДР
	Eaton RTO-16910C-AS2**	10	2239	17,53	1,38–1,37	12,8	0,73	4,9	298	0,133	760[1]	ДР
	Eaton RTO-18910B-AS2**	10	2510	14,81	1,36–1,34	10,96	0,74	4,46	298	0,119	760[1]	ДР
	Eaton RT-12316AS**	16	1750	17,58	1,22–1,2	17,58	1,0	4,58 (1,22)	300	0,171	996[1]	ДН, ДР
	Eaton RTO-12316AS**	16	1750	17,41	1,22–1,2	14,45	0,83	4,58 (0,83)	300	0,171	996[1]	ДП, ДР
	Eaton RT-17316AS**	16	2375	17,58	1,22–1,2	17,58	1,0	4,58 (1,22)	300	0,126	996[1]	ДН, ДР
	Eaton RTO-17316AS**	16	2375	17,41	1,22–1,2	14,45	0,83	4,58 (0,83)	300	0,126	996[1]	ДП, ДР
	Eaton RTLO-14918A-AS2**	18	1968	16,7	1,22-1,17	12,19	0,73[2]	3,74 (1,17)	335	0,17	841[1]	ДН, ДР
	Eaton RTLO-18918A-AS2**	18	2510	16,7	1,22–1,17	12,19	0,73[2]	3,74 (1,17)	335	0,133	841[1]	ДН, ДР
	Eaton RTLO-22918A-AS2**	18	3053	16,7	1,22–1,17	12,19	0,73[2]	3,74 (1,17)	335	0,11	841[1]	ДН, ДР
ZF Fridrichshafen AG (Германия)	ZF 12AS2301**	12	1900	15,86	1,32–1,27	15,86	1,0	4,57(1,29)	250	0,132	910[1]	ДН, ДР
		12	2300	15,81	1,31–1,26	12,33	0,78	4,57(0,78)	250	0,109	910[1]	ДП, ДР
	ZF 16AS2601**	16	2200	17,03	1,23–1,18	17,03	1,0	4,57(1,21)	270	0,123	953[1]	ДН, ДР
		16	2600	17,01	1,22–1,18	14,12	0,83	4,57(0,83)	270	0,104	953[1]	ДП, ДР
Daimler-Chrysler (Германия)	G 210 EPS (HPS)	16	2300 2400	17,95	1,22–1,13	14,19	0,83	4,40(1,21)	–	–	–	ДН, ДР
	G 211 EPS (HPS)	16	1850 2000	17,03	1,23–1,14	17,03	1,0	4,41(1,20)	–	–	–	
	G 240 EPS (HPS)	16	2700	16,99	1,24–1,13	11,72	0,69[2]	4,41(1,20)	–	–	–	
	G 260 EPS (HPS)	16	1530 1730	17,11	1,24–1,13	9,75	0,57[3]	4,39(1,21)	–	–	–	
Volvo, Scania (Швеция)	VT2412	12	2400	14,94	1,3–1,26	14,94	1,0	4,35 (1,27)	270	0,113	–	ДН, ПДР
	GRS890	12	1400	11,27	1,27–1,23	11,27	1,0	3,75(1,23)	–	–	–	
	GRS900	14	1800	16,38	1,27–1,18	16,38	1,0		–	–	–	
	GRSO900	14	2100	16,40	1,24–1,23	13,28	0,81		–	–	–	
	GRSH920	9	1600	9,14	1,57–1,23	9,14	1,0		–	–	–	

Примечание. Длина указана от стыковочной поверхности картеров сцепления и КП до фланца выходного вала; [1] – длина КП вместе с картером сцепления до фланца выходного вала; [2, 3] – соответственно две или три повышающие передачи; * – несинхронизированная КП с двумя промежуточными валами; ** – с двумя промежуточными валами; ДН – с понижающим делителем; ДП – с повышающим делителем; ДР – дополнительный редуктор; ПДР – с планетарным дополнительным редуктором.

Сотрудники Белорусского национального технического университета разработали, создали и оснастили контрольно-измерительной аппаратурой стенд (рис. 1) для отладки интеллектуальной автоматизированной системы переключения передач.

Стенд инерционный разомкнутого типа включает силовой агрегат, маховую массу, порошковый электромагнитный тормоз (ПЭТ), пневматическую питающую часть и информационно-управляющую систему (ИУС).

Силовой агрегат состоит из дизельного двигателя КамАЗ-740, двухдискового сцепления, 10-ступенчатой коробки передач КамАЗ-14 с двухступенчатым делителем.

Двигатель имеет механическое управление топливоподачей. Рычаг регулятора частоты вращения топливного насоса высокого давления перемещается пневматическим силовым цилиндром *6*. Соответствие угла поворота рычага и положения педали подачи топлива обеспечивается контроллером АСПП с помощью пропорционального клапана *8* и датчиков *4*, *20*.

В качестве исполнительного механизма привода сцепления использован штатный цилиндр пневмогидроусилителя. Управление сцеплением осуществляется при помощи пропорционального

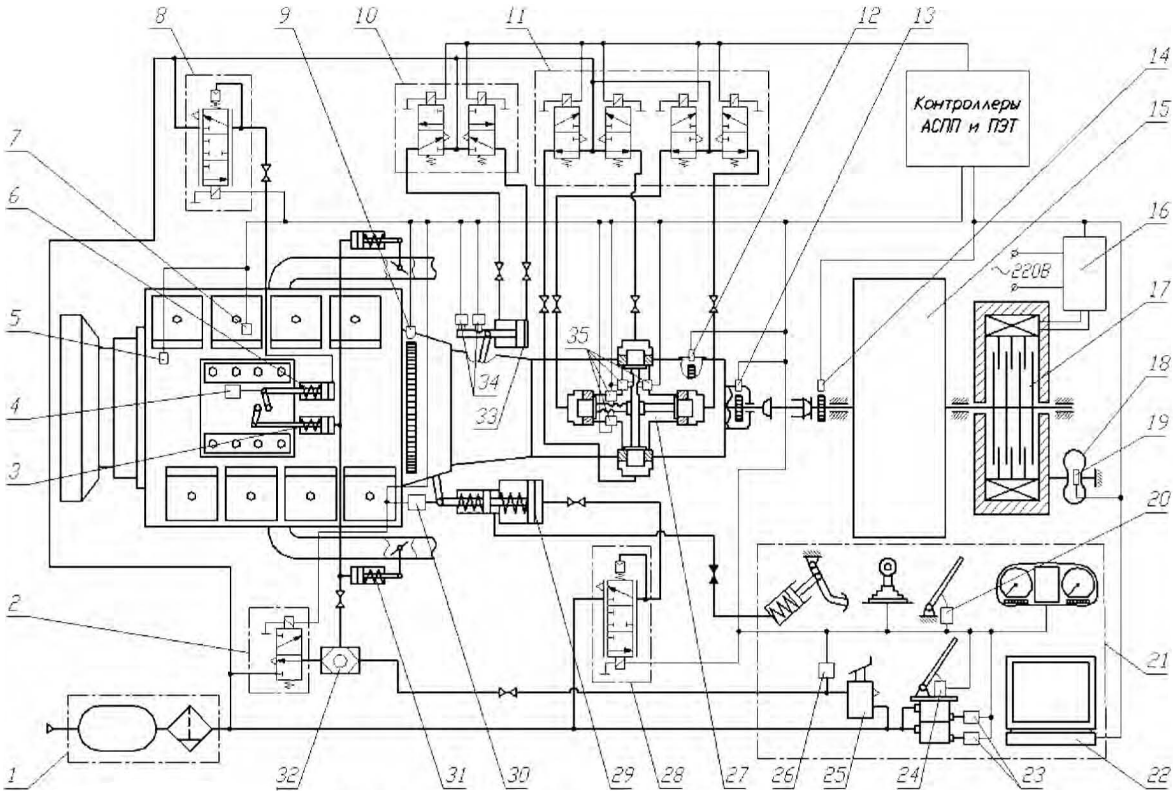


Рис. 1. Принципиальная схема стенда с АСПП:

1 – питающая часть пневмопривода; *2* – клапан управления моторным тормозом и выключением подачи топлива; *3*, *6*, *31* – исполнительные механизмы выключения подачи топлива, рычага топливоподачи и моторного тормоза соответственно; *4*, *19*, *20*, *24*, *30* – датчики перемещения; *5* – датчик температуры; *7*, *23*, *26* – датчики давления; *8*, *28* – пропорциональные клапаны управления соответственно топливоподачей и сцеплением; *9*, *12*, *13*, *14* – датчики частоты вращения; *10* – клапаны управления делителем; *11* – клапаны управления исполнительным механизмом КП; *15* – маховая масса; *16* – блок управления ПЭТ; *17* – ПЭТ; *18* – скоба динамометрическая; *19* – датчик деформации скобы; *21* – пульт управления стендом; *22* – ПК; *25* – клапан включения моторного тормоза; *27* – исполнительный механизм КП; *29* – исполнительный механизм привода сцепления; *32* – двухмагистральный клапан; *33* – исполнительный механизм делителя; *34*, *35* – концевые выключатели

электромагнитного клапана *28*. На случай возможного отказа электроники, отсутствия или утечки рабочего тела в системе имеется дублирующий гидравлический привод, включающий педаль с гидроцилиндром и гидравлическую часть исполнительного механизма *29*. Данное техническое решение позволяет реализовывать аварийную функцию, являющуюся необходимым условием при установке системы на автомобиль.

Коробка передач оборудована исполнительным механизмом *27* переключения передач с пневматическим приводом. Блок *11* двухпозиционных электромагнитных клапанов управляет наполнением полостей силовых цилиндров исполнительного механизма. Выбор и включение передачи происходят за счет сброса давления воздуха в соответствующих полостях. Установка нейтрали обеспечивается подачей воздуха во все полости силовых цилиндров при обесточенных клапанах. Переключение ступеней делителя осуществляется клапанами *10* и двухпозиционным пневмоцилиндром *33*.

Управление моторным тормозом и останов двигателя производятся клапаном *25*, подающим сжатый воздух через двухмагистральный клапан *32* в пневмоцилиндры *31* управления заслонкой моторного тормоза и пневмоцилиндр *3* выключения подачи топлива. Моторный тормоз также используется при переключении на высшую передачу для выравнивания угловых скоростей синхронизируемых элементов КП. В этом случае сжатый воздух в пневмоцилиндры подается электромагнитным клапаном *2*.

Управление стендом осуществляется оператором с пульта управления *21*. На пульте, имитирующем рабочее место водителя, расположены органы управления узлами стенда и контрольные приборы, позволяющие следить за состоянием двигателя, сцепления, коробки передач, порошкового тормоза и АСПП.

Имитация сопротивления движению автомобиля осуществляется порошковым электромагнитным тормозом *17*, имеющим автономное охлаждение. Обмотки электромагнитного тормоза питаются от сети переменного тока через тиристорный преобразователь блока управления *16*. Тормозной момент регулируется автоматически за счет изменения управляющего напряжения при подаче сигнала от контроллера ПЭТ на преобразователь. Деформация динамометрической скобы *18*, пропорциональная развиваемому тормозному моменту, фиксируется тарированным датчиком *19*, что позволяет ввести обратную связь в системе управления ПЭТ. Моментная характеристика порошкового тормоза изменяется в зависимости от скорости вращения маховой массы, задаваемой величины дорожного сопротивления и давления в контурах рабочей тормозной системы.

Информационно-управляющая система стенда представляет собой распределенную масштабируемую систему с открытой архитектурой (рис. 2). Для обмена информационными потоками используются две независимые помехозащищенные CAN-шины, выполненные в соответствии с международным стандартом ISO 11898. В зависимости от CAN-конфигурации скорость передачи данных находится в пределах от 10 кбит/с (низкоскоростная сеть) до 1 Мбит/с (высокоскоростная сеть) [5]. Максимальная длина шины составляет 10000 и 50 м соответственно, а количество узлов в ней – 32 и более.

Информационно-управляющая система АСПП поддерживает протоколы типа «мастер–подчиненный» стандарта CANopen [6, 7] и стандарта SAE J 1939, регламентирующего формирование локальных сетей для подвижных транспортных средств [8]. Посредством второй шины возможны подключение к контроллерам дизельного двигателя с электронным управлением топливоподачей EDC (Electronic Diesel Control), антиблокировочной и других электронных систем

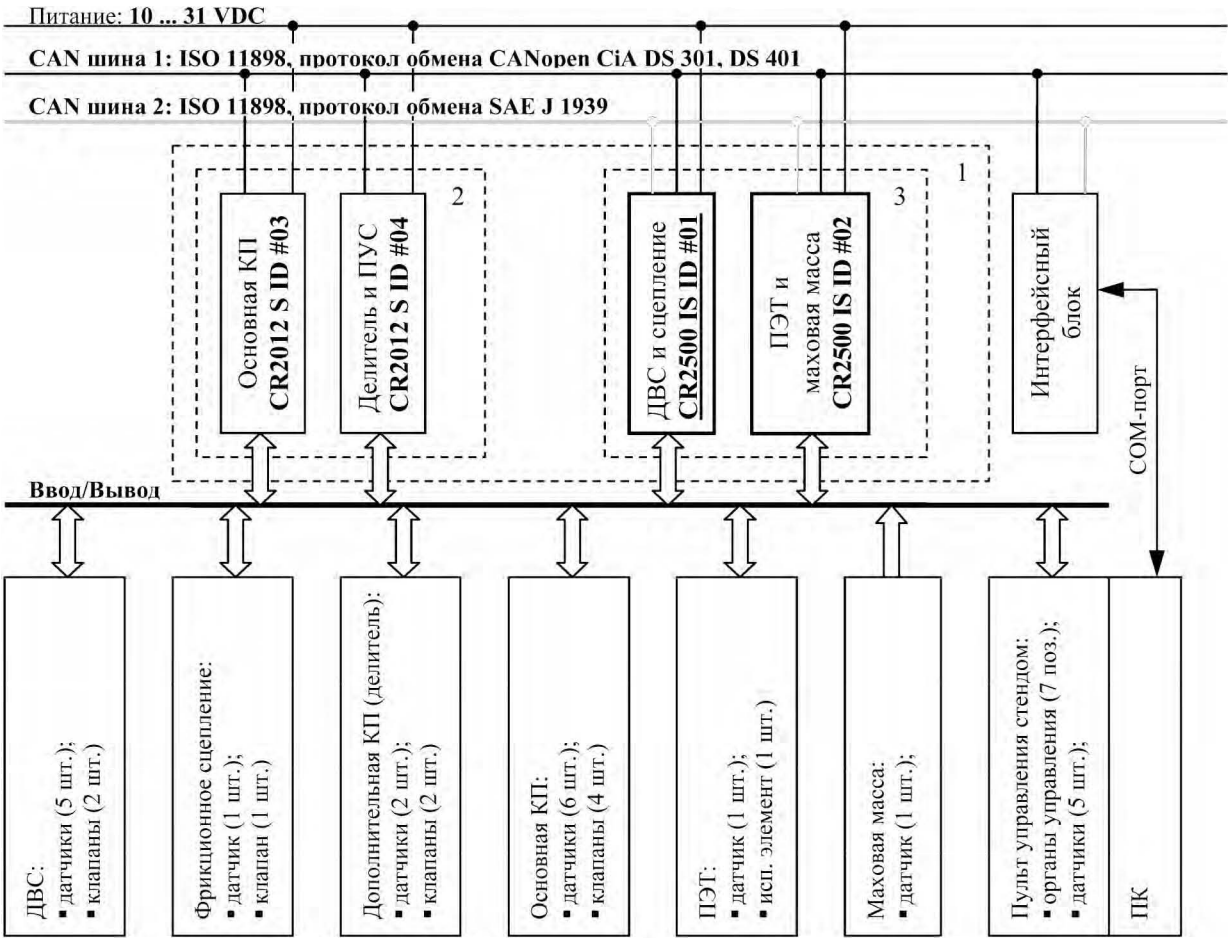


Рис. 2. Структурная схема информационно-управляющей системы стенда ИАСПП:

1 – масштабируемый набор модулей (ID #01,...,ID #32, CAN 2.0B, ISO 11898) ввода/вывода, обработки и управления; *2* – модули CR2012 с программируемой структурой каналов ввода/вывода; *3* – модули CR2500 (смарт-контроллер, интеллектуальный модуль) обработки и управления

транспортного средства, обмен информацией и управление их работой в соответствии с заданным алгоритмом. Кроме того, наличие второй шины обеспечивает аппаратное резервирование, позволяющее переадресовывать информационные потоки при физических повреждениях первой шины.

Аппаратную основу информационно-управляющей системы составляют типовые CAN-модули. Каждый модуль имеет 12 или 16 каналов ввода/вывода аналоговой и дискретной информации.

Интеллектуальные модули, построенные на высокоскоростном микропроцессоре, программируются в соответствии со стандартом IEC 61131-3 и обеспечивают реализацию функций ввода и обработки полученных данных. Их вычислительные и аппаратные ресурсы достаточны для исполнения алгоритмов управления реального времени и формирования выходных сигналов, которые могут быть дискретными или могут использовать широтно-импульсную модуляцию с обратной связью по потребляемому току. Максимальная нагрузка на канал составляет 4 А.

Модули ввода/вывода, работающие под управлением интеллектуальных модулей, осуществляют только ввод данных и вывод управляющих сигналов.

Диапазон измерения входных аналоговых сигналов по току находится в переделах 4–20 мА, по напряжению – 0–30 В. Максимальная частота опроса для каждого канала составляет 50 Гц. Кроме того, в интеллектуальных модулях предусмотрено измерение частотных сигналов, которые изменяются от 100 до 10000 Гц. Входы аналоговых каналов защищены от короткого замыкания и перегрузки.

Дискретные каналы ввода выполняют функции приема пороговых значений от соответствующих датчиков, сигналов от концевых выключателей и органов управления (кнопок, переключателей, «сухих» контактов и т. д.). При этом значению логической единицы соответствует напряжение питания. Количество таких каналов может варьироваться от 4 до 16 в зависимости от типа CAN-модуля и его конфигурации.

Основные технические данные интеллектуальных модулей и модулей ввода-вывода приведены в табл. 2.

Таблица 2. **Основные технические данные CAN-модулей (контроллеров)**

Показатель	Модель и серия	
	CR2500	CR2012
Рабочее напряжение, В	10–30 DC	10–30 DC SELV
Перегрузка по напряжению, В Напряжение сброса, В Напряжение автосохранения, В	36 (до 10 с) ≤ 9,5 ≤ 9,0	– – –
Потребляемый ток, мА	≤160 (без внешней нагрузки)	≤100(без нагрузки внешнего плавкого предохранителя max 8А)
Рабочий диапазон температур, °С	–40…+85	–25…+85
CAN интерфейс 1 Скорость передачи данных, кбит/с Протоколы обмена	CAN interface 2.0B, ISO 11898 10…1000 (125 по умолчанию) CANopen, CiA DS 301 версии 3.0, CiA DS 401 версии 1.4	CAN interface 2.0B, ISO 11898 10…1000 (125 по умолчанию) CANopen, CiA DS 301 версии 3.0 CiA DS 401 версии 1.4
CAN интерфейс 2 Скорость передачи данных, кбит/с Протокол обмена	2.0 A/B, стандарт ISO 11898, 10...500 (125 по умолчанию), SAE J1939	–
Последовательный интерфейс Скорость передачи данных, кбит/с Топология Протокол	RS 232C 9,6; 19,2; 28,8 мастер/подчиненный INTELHEX (ifm electronics)	–
Узловой код (по умолчанию)	hex 20 (=32)	hex 20 (=32)
Процессор	CMOS C167C, 16-ти битовый, тактовая частота 20 МГц	–
Программная память, кбайт	192 flash	–
Память для обработки данных, кбайт	664 SRAM, 32 flash, 3 EEPROM, 0,256 (автосохранение)	–
Кол-во выходных каналов Возможная конфигурация	4 дискретные (цифровые) сигналы; сигналы ШИМ (20...250 Гц); сигналы, управляемые по току (0,1…4 А)	0 или 4 дискретные (цифровые) сигналы

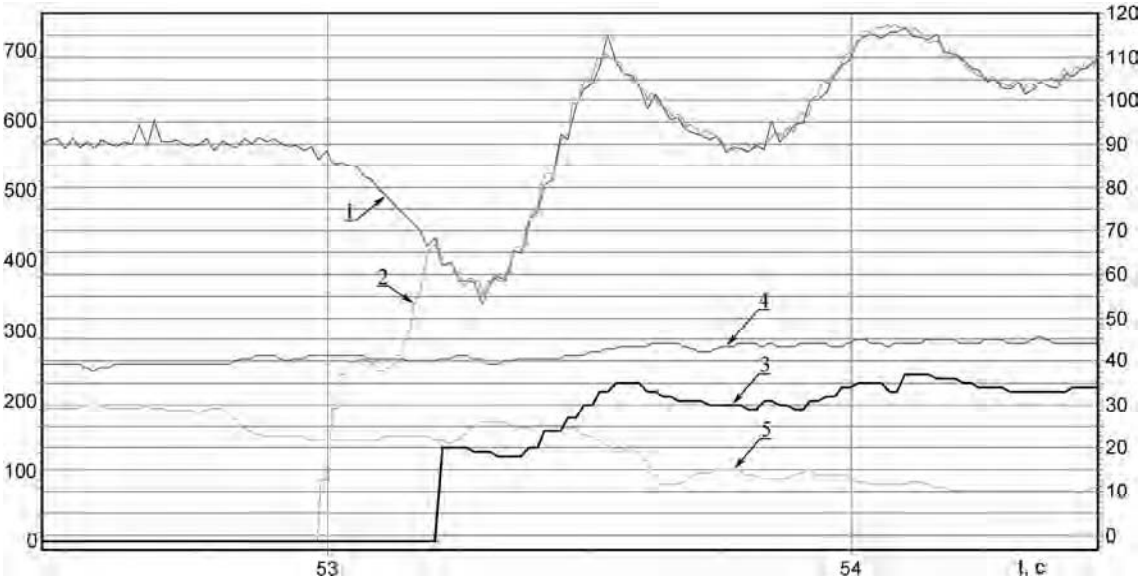


Рис. 3. Запись процесса трогания при широтно-импульсном управлении включением сцепления:
1 – угловая скорость маховика в приведении к промежуточному валу коробки передач, мин$^{-1}$; *2* – угловая скорость промежуточного вала КП, мин$^{-1}$; *3* – угловая скорость маховой массы, мин$^{-1}$; *4* – ток в обмотке пропорционального клапана управления топливоподачей, $5 \cdot 10^{-2}$А; 5 – ток в обмотке пропорционального клапана управления сцеплением, $1 \cdot 10^{-1}$А

Информационно-управляющая система АСПП сохраняет работоспособность в диапазоне температур –40 ºС … +85 ºС. Для отдельных датчиков, расположенных в зонах с высокими температурами, верхняя граница температурного диапазона достигает +125 ºС. Составные части ИУС выполнены в пыле- и влагозащищенных корпусах, обладают высокой вибро- и удароустойчивостью, невосприимчивы к воздействию электромагнитных помех и изменению полярности напряжения питания. Для тестирования работоспособности составных частей, а также регистрации данных, циркулирующих в CAN-сети, для информационно-управляющей системы разработан специализированный комплект программно-аппаратных средств. Он состоит из интерфейсного блока и инструментальной среды или CAN-монитора.

Интерфейсный блок позволяет подключать персональный компьютер, работающий под управлением операционной системы Windows, через последовательный порт к CAN-сети.

Инструментальная среда обеспечивает мониторинг сети, регистрацию и хранение данных, построение цифровых «осциллограмм» и их отображение в графическом виде на экране дисплея ПК с пояснительными надписями и шкалами в физических единицах.

Результаты записи процесса трогания при широтно-импульсном управлении сцеплением представлены на рис. 3.

В зависимости от типа трансмиссии среднестатистическое время переходного процесса при трогании грузового автомобиля с места находится в пределах 0,8–2 с [9]. При этом обеспечиваются приемлемые энергетические, динамические показатели качества процесса и его плавность. На представленном графике длительность процесса трогания составляет 0,25 с, а усредненное значение производной угловой скорости промежуточного вала КП – 178 с$^{-2}$. В перспективе в цепь управления включением сцепления предполагается ввести пропорционально-интегральный регулятор (ПИ-регулятор) с обратной связью по оборотам промежуточного вала. Наряду с оптимизацией характеристик исполнительных механизмов и учетом их дрейфа это позволит существенно улучшить качество переходного процесса.

Литература

1. Соломахо В. Л., Руктешель О. С., Кусяк В. А., Филимонов А. А. // Весці НАН Беларусі, Сер. фіз.-тэхн. навук. 2006. № 2. С. 50–54.

2. Тарасик В. П., Рынкевич С. А. Интеллектуальные системы управления транспортными средствами. Мн., 2004.

3. Eaton-Fuller UltraShift Transmissions. TRDR-2500, Eaton and Dana Corporation, 2004, USA.

4. З а х а р и к Ю. М. Анализ и синтез систем автоматического управления сцеплениями грузовых автомобилей: Дис. ... д-ра техн. наук: 05.05.03. Мн., 2007.

5. ISO CD 11992: Road vehicles – Interchange of digital information on electrical connections between towing and towed vehicles – Part 2, Part 3 and Part 4.

6. CiA DS-301, Version 4.01: CANopen application layer and communication profile.

7. CiA DR-303-2, Version 1.1: CANopen representation of SI units and prefixes.

8. SAE J1939/71: Vehicle Application Layer.

9. Р у к т е ш е л ь О. С. Анализ и синтез систем автоматического управления переключением передач автотранспортных средств: Дис. … д-ра техн. наук: 05.05.03. Мн., 1987.

O. S. RUKTESHEL, V. L. SOLOMAHO, A. A. FILIMONOV, V. A. KUSYAK

AN INTELLECTUAL CONTROL SYSTEM FOR A VEHICLE AUTOMATED POWER UNIT STAND

Summary

The principal scheme and description of the stand, imitating operation of an automated vehicle power unit are given. The structure of intellectual informational-controlling system is shown. Some experiment results on breakaway process automatization are given in activity.

УДК 539.3

С. М. БОСЯКОВ

ПОВЕРХНОСТИ ОБРАТНЫХ СКОРОСТЕЙ И ТРЕХМЕРНЫЕ ВОЛНОВЫЕ ФРОНТЫ ДЛЯ ТРИГОНАЛЬНО АНИЗОТРОПНЫХ СРЕД

Белорусский государственный университет

(Поступила в редакцию 31.01.2008)

При описании закономерностей распространения упругих волн в анизотропных средах большое место занимают исследования поверхностей, характеризующих различные аспекты волновых движений. Таковыми, в частности, являются поверхности обратных скоростей, лучевые поверхности и др. [1, 2]. Это обусловлено тем, что упомянутые поверхности дают возможность не только рассчитать скорости распространения волн, переноса энергии, но и наглядно представить волновые процессы, описать их особенности. Несмотря на это, трехмерные представления волновых движений в анизотропных материалах практически отсутствуют в полном объеме. В настоящей работе представлены результаты моделирования поверхностей обратных скоростей и трехмерных волновых фронтов, распространяющихся в упругих средах тригональной системы симметрии от сосредоточенного источника возмущений.

Систему уравнений движения для тригонально анизотропного материала представим в следующем виде:

$$\begin{gathered}(A_{11}\partial_1^2 + A\partial_2^2 + A_{44}\partial_3^2 - \rho\partial_t^2)u_1 + 2A_{14}(\partial_2\partial_3 u_1 + \\ \partial_1\partial_3 u_2 + \partial_1\partial_2 u_3) + \partial_1(A\partial_2 u_2 + B\partial_3 u_3) = 0, \\ (A\partial_1^2 + A_{11}\partial_2^2 + A_{44}\partial_3^2 - \rho\partial_t^2)u_2 + A_{14}((\partial_1^2 - \partial_2^2)u_3 + \\ \partial_3(\partial_1 u_1 - 2\partial_2 u_2)) + \partial_2(A\partial_1 u_1 + B\partial_3 u_3) = 0, \\ (A_{44}(\partial_1^2 + \partial_2^2) + A_{33}\partial_3^2 - \rho\partial_t^2)u_3 + \\ B\partial_3(\partial_1 u_1 + \partial_2 u_2) + A_{14}\partial_2(\partial_2 u_1 + 2\partial_1 u_1 - \partial_2 u_2) = 0.\end{gathered} \tag{1}$$

где $A_{11}, A_{33}, A_{44}, A_{12}, A_{13}, A_{14}$ – константы упругости, $A = \dfrac{A_{11} + A_{12}}{2}$, $B = A_{13} + A_{44}$, u_k – компоненты вектора перемещений, ρ – плотность среды, $\partial_k = \partial/\partial x_k$, $\partial_t = \partial/\partial t$, $k = \overline{1,3}$. Выражения, связывающие модули упругости с техническими константами, можно представить в виде:

$$A_{11} = \frac{E_x^2}{d}(G_{yz}\eta_{yz,x}^2 + 2E_z\nu_{xz}^2 - 2E_x),\ A_{12} = \frac{E_x^2}{d}(G_{yz}\eta_{yz,x}^2 - 2(E_x\nu_{xy} + E_z\nu_{xz}^2)),$$

$$d = 2(E_x - G_{yz}\eta_{yz,x}^2 + E_x\nu_{xy})(2E_z\nu_{xz}^2 - E_x(1-\nu_{xy})),$$

$$A_{13} = \frac{E_xE_z\nu_{xz}}{E_x(1-\nu_{xy}) - 2E_z\nu_{xz}^2},\ A_{14} = \frac{E_xG_{yz}\eta_{yz,x}}{2(G_{yz}\eta_{yz,x}^2 - E_x(1+\nu_{xy}))},$$

$$A_{33} = \frac{E_xE_z(1-\nu_{xy})}{E_x(1-\nu_{xy}) - 2E_z\nu_{xz}^2},\ A_{44} = \frac{E_xG_{yz}(1+\nu_{xy})}{2(E_x - G_{yz}\eta_{yz,x}^2 + E_x\nu_{xy})}.$$

Здесь E – модуль упругости при растяжении или сжатии в направлении оси, указанной в индексе; ν – коэффициент поперечной деформации в направлении первой из осей, указанных в индексе,

при действии нормальных напряжений в направлении второй из осей; G – модуль сдвига (двойные индексы соответствуют осям, между которыми при сдвиге происходит изменение прямого угла), $\eta_{yz,x}$ – коэффициент взаимного влияния первого рода, который характеризует удлинения в направлении оси координат 0*x*, вызванные касательными напряжениями, действующими в координатной плоскости *y*0*z*.

Начальные данные к системе (1) зададим на поверхности $z(x_1, x_2, x_3, t) = 0$ и перейдем к новым переменным $g_k = z_k(x_1, x_2, x_3, t)$ и $g = z(x_1, x_2, x_3, t)$ [2, 3]. Приравняв к нулю главный определитель системы, записанной в переменных g_k и g, после несложных преобразований получим характеристическое уравнение системы (1):

$$\frac{q_0 p_0^6}{c_2^6} + \frac{q_1 p_0^4}{c_2^4} + \frac{q_2 p_0^2}{c_2^2} + q_3 = 0, \tag{2}$$

где $p_0 = \dfrac{\partial z}{\partial t}$, $c_2 = \sqrt{A_{44}/\rho}$ – скорость распространения поперечной волны. Другие коэффициенты характеристического уравнения имеют вид:

$$q_0 = -1,\ q_1 = \sum_{i=1}^{3} s_i,\ q_2 = \frac{1}{2}\sum_{i=1}^{3}(s_i^2 - s_i s_j) + \sum_{i=4}^{6} s_i^2,$$

$$q_3 = s_1 s_2 s_3 + 2 s_4 s_5 s_6 - s_1 s_6^2 - s_2 s_5^2 - s_3 s_4^2.$$

$$s_1 = a_{11} p_1^2 + \frac{1}{2}(a_{11} - a_{12}) p_2^2 + p_3(2a_{14} p_2 + a_{44} p_3),$$

$$s_2 = a_{11} p_2^2 + \frac{1}{2}(a_{11} - a_{12}) p_1^2 + p_3(2a_{14} p_2 + c_{44} p_3),$$

$$s_3 = a_{33} p_3^2 + a_{44}(p_1^2 + p_2^2),\ s_4 = \frac{p_1}{2}((a_{11} + a_{12}) p_2 + 4a_{14} p_3),$$

$$s_5 = p_1((a_{13} + a_{44}) p_3 + 2a_{14} p_2),\ s_6 = a_{14}(p_1^2 - p_2^2) + (a_{13} + a_{44}) p_2 p_3.$$

Здесь $a_{ij} = \dfrac{A_{ij}}{A_{44}}$, $p_k = \dfrac{\partial z}{\partial x_k}$, $k = \overline{1,3}$. Разделим уравнение (2) на τ_1^3 ($\tau_1 = p_1^2 + p_2^2 + p_3^2$). В результате получим уравнение относительно скорости распространения поверхности разрыва $V = -p_0 \big/ \sqrt{\tau_1}$, направленной по нормали к этой поверхности (фазовой скорости распространения волны):

$$\frac{q_0 V^6}{c_2^6} + \frac{\hat{q}_1 V^4}{c_2^4} + \frac{\hat{q}_2 V^2}{c_2^2} + \hat{q}_3 = 0,$$

или

$$q_0 v^6 + \hat{q}_1 v^4 + \hat{q}_2 v^2 + \hat{q}_3 = 0, \tag{3}$$

где $v = V/c_2$ – безразмерная скорость распространения поверхности разрыва (безразмерная фазовая скорость); коэффициенты $\hat{q}_i$ получаются из коэффициентов q_i заменой параметров p_i на направляющие косинусы нормали к характеристической поверхности; $n_k = \cos\alpha_k$, $k = \overline{1,3}$.

Выразим скорость v из уравнения (3):

$$v_n = \sqrt{2\sqrt{-\frac{\hat{p}}{3}}\cos\left(\frac{\hat{\Lambda} + 2\pi(4-n)}{3}\right) - \frac{\hat{q}_1}{3q_0}}, \tag{4}$$

где $\hat{\Lambda} = \arccos\left(-\dfrac{\hat{q}}{2}\sqrt{-\left(\dfrac{3}{\hat{p}}\right)^3}\right)$, $\hat{p} = -\dfrac{\hat{q}_1^2}{3q_0^2} + \dfrac{\hat{q}_2}{q_0}$; $\hat{q} = \dfrac{2\hat{q}_1^3}{27q_0^3} - \dfrac{\hat{q}_1\hat{q}_2}{3q_0^2} + \dfrac{\hat{q}_3}{q_0}$, $n = \overline{1,3}$.

Поскольку для любых значений угла наклона нормали к характеристической поверхности, распространяющейся в упругих анизотропных средах, выполняется неравенство $v_1 > v_2 \geq v_3$, будем считать, что индекс $n = 1$ соответствует квазипродольной волне, индексы $n = 2, 3$ – квазипоперечным волнам.

Применим полученные выражения для построения безразмерных поверхностей обратных скоростей квазипродольной и квазипоперечной волн $1/v_i$, $i = \overline{1,3}$, распространяющихся в ниобате лития от точечного источника возмущений. Результаты построения представлены на рис. 1 (при построении принимаем $A_{11} = 20,3$, $A_{12} = 5,3$, $A_{13} = 7,5$, $A_{33} = 24,5$, $A_{44} = 6,0$, $A_{14} = 0,9$ ГПа; числовые данные взяты из работ [1, 4]).

Для построения волновых поверхностей следует найти систему бихарактеристик (лучей), отвечающую искомому волновому фронту. При этом бихарактеристики определяются как решения следующих систем обыкновенных дифференциальных уравнений [2, 3]:

$$\frac{dx_k^{(n)}}{dt} = \frac{\partial p_0^{(n)}}{\partial p_k}, \; n, k = \overline{1,3}. \tag{5}$$

Рассмотрим уравнение (2) как алгебраическое и выразим из него p_0 аналогично формулам (3). После дифференцирования и последующего интегрирования в соответствии с соотношениями (5) будем иметь выражения для безразмерных координат точек тригонально анизотропной среды, до которых к моменту времени t дошло волновое возмущение (верхний индекс указывает на тип упругой волны):

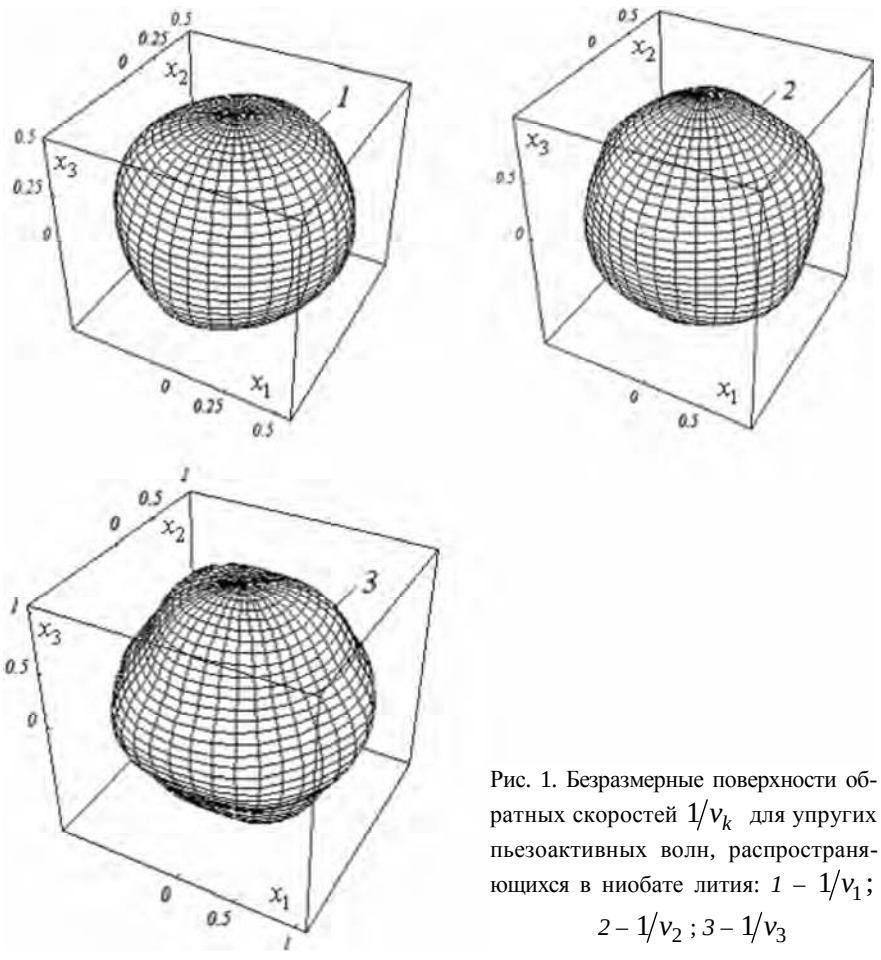


Рис. 1. Безразмерные поверхности обратных скоростей $1/v_k$ для упругих пьезоактивных волн, распространяющихся в ниобате лития: *1* – $1/v_1$; *2* – $1/v_2$; *3* – $1/v_3$

$$\frac{x_k^{(n)}}{c_2 t} = \frac{1}{v_n}\left(\frac{1}{2\sqrt{-3\hat{p}}}\left(\frac{2\hat{q}_1\hat{q}_{1k}}{3q_0^2} - \frac{\hat{q}_{2k}}{q_0}\right)\cos\left(\frac{\hat{\Lambda} + 2\pi(4-n)}{3}\right) - \right.$$

$$\frac{1}{3}\sqrt{-\frac{\hat{p}}{3}}\sin\left(\frac{\hat{\Lambda} + 2\pi(4-n)}{3}\right)\sqrt{\frac{\hat{p}^3}{4\hat{p}^3 + 27\hat{q}^2}} \times \qquad (6)$$

$$\left.\left(\left(\frac{2\hat{q}_1^2\hat{q}_{1k}}{9q_0^3} - \frac{\hat{q}_2\hat{q}_{1k} + \hat{q}_1\hat{q}_{2k}}{3q_0^2} + \frac{\hat{q}_{3k}}{q_0}\right)\sqrt{\left(-\frac{3}{\hat{p}}\right)^3} - \frac{9\hat{q}\sqrt{3}}{2}\sqrt{\left(-\frac{1}{\hat{p}}\right)^5}\left(\frac{2\hat{q}_1\hat{q}_{1k}}{3q_0^2} - \frac{\hat{q}_{2k}}{q_0}\right)\right)\right).$$

Коэффициенты $q_{ik}, i.k = \overline{1,3}$ в выражениях (6) имеют следующий вид:

$$q_{1i} = \sum_{i=1}^{3} s_{1i},\ q_{2i} = 2\sum_{j=4}^{6} s_j s_{ji} - \sum_{j=1}^{3} s_j (s_{1i} + s_{2i} + s_{3i} - s_{ji}),$$

$$q_{3i} = (s_2 s_3 - s_6^2)s_{1i} + (s_1 s_3 - s_5^2)s_{2i} + (s_1 s_2 - s_4^2)s_{3i} -$$

$$2(s_3 s_4 - s_5 s_6)s_{4i} - 2(s_2 s_5 - s_4 s_6)s_{5i} - 2(s_1 s_6 - s_4 s_5)s_{6i},$$

$$s_{11} = 2a_{11}n_1,\ s_{12} = (a_{11} - a_{12})n_2 + 2a_{14}n_3,\ s_{13} = s_{23} = 2(a_{14}n_2 + a_{44}n_3),$$

$$s_{21} = (a_{11} - a_{12})n_1,\ s_{22} = 2(a_{11}n_2 + a_{14}n_3),\ s_{31} = 2a_{44}n_1,\ s_{32} = 2a_{44}n_2,\ s_{33} = 2a_{33}n_3,$$

$$s_{41} = \frac{1}{2}((a_{11} + a_{12})n_2 + 4a_{14}n_3),\ s_{42} = \frac{1}{2}(a_{11} + a_{12})n_1,\ s_{43} = s_{52} = s_{61} = 2a_{14}n_1,$$

$$s_{51} = (a_{13} + a_{44})n_3 + 2a_{14}n_2,\ s_{53} = (a_{13} + a_{44})n_1,$$

$$s_{62} = (a_{13} + a_{44})n_3 - a_{14}n_2,\ s_{63} = (a_{13} + a_{44})n_2.$$

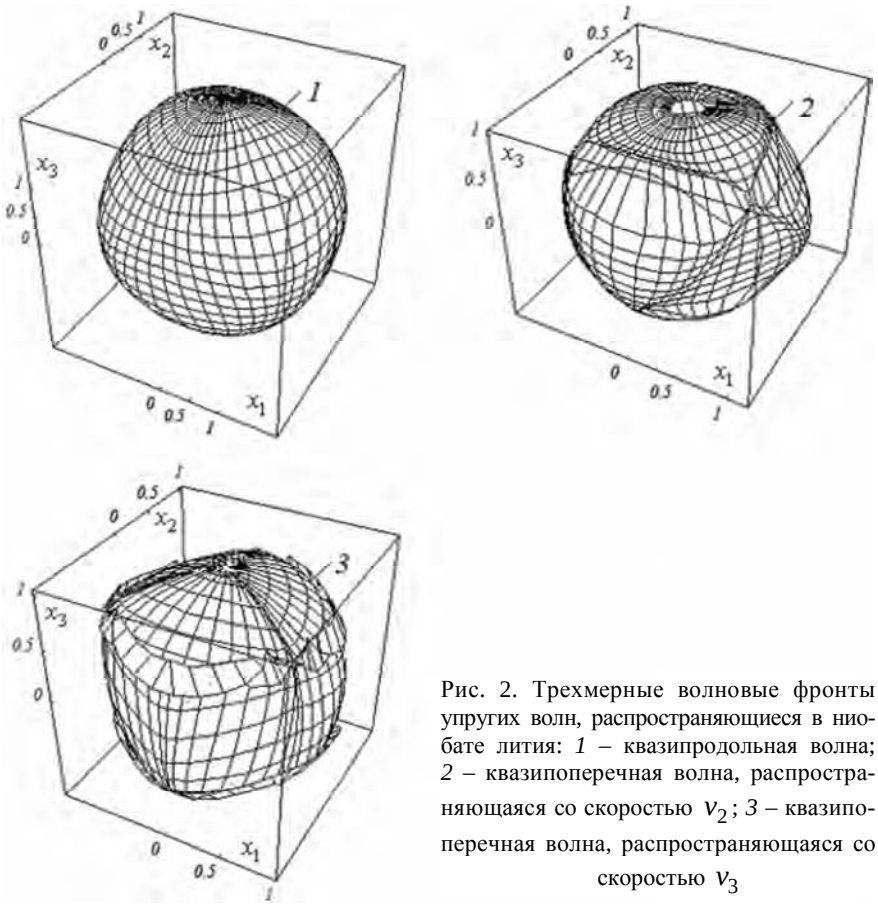


Рис. 2. Трехмерные волновые фронты упругих волн, распространяющиеся в ниобате лития: *1* – квазипродольная волна; *2* – квазипоперечная волна, распространяющаяся со скоростью v_2; *3* – квазипоперечная волна, распространяющаяся со скоростью v_3

Результаты построения с применением формул (6) безразмерных трехмерных фронтов квазипродольной и квазипоперечных волн, распространяющихся в ниобате лития от точечного источника, представлены на рис. 2 (числовые данные прежние). Для нахождения абсолютных значений координат точек волновых фронтов необходимо умножить значения, приведенные по осям координат, на величину, численно равную $c_2 t$.

Из рис. 2 видно, что распространение квазипоперечных волн в ниобате лития сопровождается образованием лакун. В частности, на фронте квазипоперечной волны, имеющей фазовую скорость v_3, образуется восемь лакун в виде полос и две лакуны в виде конусов, осью которых является координатная ось x_3.

Полученные в работе результаты могут быть использованы при проектировании датчиков различного типа, а также устройств приема и передачи сигналов, при изготовлении которых используются тригонально анизотропные материалы, в частности ниобат и танталат лития, корунд, α-кварц и др.

Работа выполнена при поддержке БРФФИ (проект Ф08М-087).

Литература

1. Дьелесан Э., Руайе Д. Упругие волны в твердых телах. Применение для обработки сигналов. М., 1982.
2. Петрашень Г. И. Распространение волн в анизотропных упругих средах. Л., 1980.
3. Курант Ф. Уравнения с частными производными. М., 1964.
4. Современная кристаллография. Физические свойства кристаллов. М., 1984.

S. M. BOSIAKOV

SURFACES OF INVERSE VELOCITIES AND THREE-DIMENSIONAL WAVE FRONTS FOR TRIGONAL ANISOTROPIC ENVIRONMENTS

Summary

The equation of weak break discontinuity for system of the movement's equations of the anisotropic trigonal environment is deduced and expressions for velocities of propagation of quasi-longitudinal, quasi-transversal elastic waves, and also relations for the coordinates of points of environment determining the geometrical form of wave front are obtained. Constructions of surfaces of inverse velocities and three-dimensional wave fronts of the elastic waves extending from a dot source of disturbances are executed for example of lithium niobate.

УДК 621.83

А. С. ТРУСКОВСКИЙ, В. П. ЛЕНЕВИЧ

СИСТЕМНАЯ ПОГРЕШНОСТЬ СЕРВОПРИВОДОВ СТАНКОВ С ПРОГРАММНЫМ УПРАВЛЕНИЕМ.

Производственное республиканское унитарное предприятие «МЗОР»

(Поступило в редакцию 05.03.2008)

В станках с программным управлением вспомогательные перемещения стоек, кареток, ползунов по трем взаимно перпендикулярным координатам осуществляются сервоприводами в составе электрических серводвигателей, механических передач, систем отсчета и регулирования. Отсутствие сведений о характеристиках серводвигателей, определяющих системную погрешность сервоприводов станков с программным управлением, обусловливает необходимость расчетного анализа технических характеристик используемых серводвигателей и влияния последних на системную погрешность сервоприводов при контурной обработке деталей.

В табл. 1 приведены технические параметры серводвигателей различных производителей («Бош», Б+Р, «Мицубиси», «Сименс») с частотой вращения 2000 об/мин и номинальным моментом 70 Н·м. С учетом рекомендуемых фирмой «Сименс» диаграмм ток – крутящий момент и напряжение – частота вращения рассмотрим исходную систему уравнений

$$\frac{dI}{dt} = \frac{U(t) - Re \cdot I - Ke \cdot W}{Le}, \qquad (1)$$

$$\frac{dW}{dt} = \frac{Kt \cdot I - M(t)}{Je},$$

$$\frac{dZ}{dt} = W,$$

где I – ток (А) в цепи управления; W и Z – соответственно угловая скорость (рад/с) и координата (рад) ротора; $U(t)$ – напряжение (В) управляющее; $M(t)$ – момент сопротивления (Н·м); Kt и Ke – коэффициент (Н·м/А) момента вращения и коэффициент (В·с/рад) противо-ЭДС; Re и Le – сопротивление (Ом) и индуктивность (Гн) цепи управления; Je – момент инерции (кг·м^2) ротора.

Таблица 1. **Технические параметры серводвигателей.**

№ п. п.	Обозначение	Размерность	Серводвигатель			
			1-й	2-й	3-й	4-й
1	*Kt*	Н·м/А	2,61	2,45	0,98	2,40
2	*Ke*	В·с/рад	1,6043	1,4133	0,3275	1,4133
3	*Re*	Ом	0,0940	0,1200	0,0260	0,1800
4	*Le*	Гн	0,0031	0,0037	0,0004	0,0033
5	*Je*	кг·м^2	0,0547	0,0153	0,0290	0,0138

С учетом (1) собственные колебания рассматриваемых серводвигателей описываются характеристическим уравнением:

$$\left(s^2 + s\frac{Re}{Le} + \frac{Ke \cdot Kt}{Le \cdot Je}\right)s = 0, \qquad (2)$$

где s – оператор Лапласа.

Решая уравнение (2), определяем действительную Ae и мнимую We части комплексно-сопряженных корней, а также логарифмический декремент Ld затухания (табл. 2) по формулам:

$$Ae = \frac{-Re}{2Le},$$

$$We = \sqrt{\frac{Ke \cdot Kt}{Le \cdot Je} - 0,25\frac{Re \cdot Re}{Le \cdot Le}},$$

$$Ld = \frac{pi \cdot 0,5}{\sqrt{\frac{Ke \cdot Kt \cdot Le}{Re \cdot Re \cdot Je} - 0,25}}.$$

Т а б л и ц а 2. **Результаты расчета величин** *Ae, We, Ld* **и** *Tu*

№ п. п.	Обозначение	Размерность	Серводвигатель			
			1-й	2-й	3-й	4-й
1	*Ae*	рад/с	15,2	16,2	32,5	27,3
2	*We*	рад/с	156,0	247,0	163,0	271,0
3	*Ld*	–	0,30	0,21	0,63	0,32
4	*Tu*	с	0,60	0,57	0,27	0,31

Численное решение системы уравнений (1) позволяет оценить быстродействие серводвигателей и время *Tu* переходного процесса, за которое ротор из состояния покоя набирает скорость, соответствующую единичному напряжению при ступенчатом возрастании последнего от нулевой величины до величины 1,0 В. В этом случае искомую передаточную функцию Gw определяет выражение:

$$Gw = \frac{\frac{Kt}{Le \cdot Je}}{\frac{Ke \cdot Kt}{Le \cdot Je} + \frac{Re}{Le}s + s^2}. \qquad (3)$$

Расчеты переходных процессов $H(t)$ в серводвигателях могут быть произведены по формуле

$$H(t) = Au \cdot \exp(Ae \cdot t)\sin(We \cdot t - Bu) + Cu,$$

где

$$Au = \frac{1}{We}\frac{1}{\sqrt{\frac{Ke \cdot Kt}{Le \cdot Je}}},$$

$$Bu = \operatorname{arctg}\left(\frac{We}{Ae}\right),$$

$$Cu = \frac{Le \cdot Je}{Ke \cdot Kt}.$$

В табл. 2 приведено время переходных процессов в серводвигателях *Tu* по результатам расчета $H(t)$; при этом можно отметить присущее серводвигателям перерегулирование, более 50%. Быстродействие рассматриваемых серводвигателей в следящем режиме (например, при однозвенном пропорциональном и двухзвенном законах регулирования) может быть оценено по длительности переходного процесса при повороте ротора из состояния покоя на 180 град. Неотрицательные скорости ротора в переходном процессе как свидетельство отсутствия перерегулирования обусловливают выбор оптимальных коэффициентов регулирования.

При однозвенном пропорциональном законе регулирования управляющее напряжение определяет зависимость $U(t) = Kp\{Y(t) - Z\}$, где Kp – коэффициент передачи пропорционального

звена, $Y(t)$= 3,14159 рад – заданный угол поворота. В этом случае искомую передаточную функцию *Gp* определяет зависимость:

$$Gp = \frac{\frac{Kp \cdot Ke}{Le \cdot Je}}{\frac{Kp \cdot Ke}{Le \cdot Je} + \frac{Ke \cdot Kt}{Le \cdot Je} s + \frac{Re}{Le} s^2 + s^3}. \quad (4)$$

Величину коэффициента *Kp*, в первом приближении рекомендуем принимать равной $0{,}315\, Kt \cdot Re / Le$. Это более чем в три раза меньше граничной величины $[Kp] = Kt \cdot Re/Le$. Рекомендуемый выбор величины коэффициента *Kp* обусловлен необходимостью сохранения в приемлемых пределах присущего серводвигателям демпфирования, зависящего от соотношения *Re/Le*. В противном случае при граничной величине $Kp = [Kp]$ знаменатель функции *Gp* вырождается в кубическое уравнение, разлагающееся на апериодическое звено $\left(s + \frac{Re}{Le}\right)$ и колебательное звено $\left(s^2 + \frac{Ke \cdot Kt}{Le \cdot Je}\right)$, лишенное демпфирования.

При двухзвенном регулировании передаточную функцию *Gm* серводвигателей определяет зависимость:

$$Gm = \frac{AO}{AO + A1s + A2s^2 + A3s^3 + s^4}, \quad (5)$$

где

$$A0 = \frac{Kt \cdot Km}{Le \cdot Je},$$

$$A1 = \frac{Ke \cdot Kt \cdot Kr}{Le \cdot Je},$$

$$A2 = \frac{Ke \cdot Kt}{Le \cdot Je} + \frac{Re \cdot Kr}{Le},$$

$$A3 = \frac{Re}{Le} + Kr,$$

Km и *Kr* – коэффициенты передач 1-го и 2-го звеньев регулирования. Расчетные длительности *Tp* и *Tm* переходных процессов соответственно при однозвенном пропорциональном и двухзвенном законах регулирования приведены в табл. 3.

Т а б л и ц а 3. **Длительности *Tp* и *Tm* переходных процессов в серводвигателях**

№ п. п.	Обозначение	Размерность	Серводвигатель			
			1-й	2-й	3-й	4-й
1	*Tp*	с	0,95	0,90	0,45	0,55
2	*Tm*	с	0,60	0,55	0,35	0,35

В табл. 4 приведены определенные методом математического моделирования системные погрешности при однозвенных пропорциональных *dRp* и двухзвенных *dRm* законах регулирования при контурном фрезеровании наружной цилиндрической поверхности детали диаметром 100 мм со скоростью 600 мм/мин, массах 10 000 и 10 000 кг выходных рабочих органов, номинальных скоростях 2000 и 2000 1/мин роторов серводвигателей и номинальных скоростях 20 и 20 м/мин ортогональных подач рабочих органов станка. ГОСТ 18101–85 регламентирует отклонения от круглости наружной цилиндрической поверхности изделия диаметром 100 мм при контурном фрезеровании на станках, которые относятся к нормальному Н и повышенному П классам точности соответственно в пределах *dR* = 50 мкм и *dR* = 30 мкм.

Т а б л и ц а 4. **Системные погрешности *dRp* и *dRm* сервоприводов при контурной обработке наружной цилиндрической поверхности**

№ п. п.	Обозначение	Размерность	Серводвигатель			
			1-й	2-й	3-й	4-й
1	*dRp*	мкм	–9,7	–8,5	–2,0	–3,0
2	*dRm*	мкм	–4,0	–3,4	–1,0	–1,4

Таким образом, анализ приведенных в табл. 2, 3, 4 результатов расчета и математического моделирования показывает:

1) серводвигатели с большим логарифмическим декрементом затухания имеют большее быстродействие;

2) серводвигатели с большим быстродействием предопределяют меньшую системную погрешность сервоприводов станков;

3) двухзвенное мобильное регулирование по сравнению с однозвенным пропорциональным регулированием повышает быстродействие серводвигателей приблизительно в полтора раза и уменьшает системную погрешность сервоприводов в два раза.

A. S. TRUSKOVSKII, V. P. LENEVICH

SERVO-ACTUATOR SYSTEM ERROR OF CNC MACHINES

Summary

The article deals with the technical specifications effect of one-type servo-actuators made by four various manufacturers upon the system error of electromechanical servo-actuators of CNC machines at contour machining according to ISO 230/4-2005 “Standards and Regulations for Machine Tool Circuit Deviation Tests”. The used analytical dependences and mathematical models allow to value servo-actuator operating, which characterizes to the decisive degree the servo-actuator system error.

The examined cases indicate the possibility of significant diminution of CNC machine system error when using high operating speed servo-actuators.

УДК 621.833

С. П. РУДЕНКО

ИССЛЕДОВАНИЕ СОПРОТИВЛЕНИЯ КОНТАКНОЙ УСТАЛОСТИ ПОВЕРХНОСТНО УПРОЧНЕННЫХ ЗУБЧАТЫХ КОЛЕС

Объединенный институт машиностроения НАН Беларуси

(Поступила в редакцию 14.04.2008)

К настоящему времени общепризнаны результаты исследований, устанавливающих зависимость предела контактной выносливости от твердости для высокотвердых и поверхностно упрочненных конструкционных сталей [1–3]. Эти зависимости используются во всех существующих методиках расчета цементованных и нитроцементованных зубчатых колес, в том числе и в ГОСТ 21354–87. Общепризнанным фактом является также то, что контактная усталость проявляется поверхностными и глубинными разрушениями [3–5]. Наибольшую опасность представляют глубинные разрушения, которые связаны с отслаиванием значительных участков рабочих поверхностей зубьев.

В ГОСТ 21354–87 предусматривается расчет на предотвращение глубинного контактного разрушения, который сводится к нахождению минимального значения коэффициента запаса прочности по толщине упрочненного слоя. С использованием функциональных зависимостей, характеризующих изменение твердости по упрочненному слою, определяется местоположение опасной зоны с минимальным запасом глубинной контактной прочности. Однако на практике часто ставится задача оценки ресурса зубчатых передач, обеспечиваемого сопротивлением глубинной контактной усталости зубчатых колес после химико-термической обработки (ХТО) по конкретной технологии. Такие виды расчета не предусмотрены в существующих стандартах (ГОСТ 21354–87, DIN3990, ISO6336 и др.). ГОСТ 30634–99, регламентирующий эффективную толщину упрочненного слоя высоконапряженных зубчатых колес, необходимую для обеспечения высокой надежности силовых зубчатых передач, не получил широкого применения в автомобильной и тракторной промышленности. Это положение объясняется разобщенностью усилий конструкторских, технологических, металловедческих и других служб предприятий в создании высоконадежной энергонасыщенной автотракторной техники.

В данной статье обобщается многолетний опыт исследования контактной усталости поверхностно упрочненных зубчатых колес, оказывающей превалирующее влияние на работоспособность силовых передач. Исследования сопротивления усталости зубчатых передач трансмиссий автотракторной техники позволили установить критерии работоспособности химико-термически упрочненных зубчатых колес, работающих в условиях высоких значений переменных нагрузок [5, 6]. Показано, что в высоконапряженном контакте при действии напряжений, равных или превышающих по величине предел выносливости (для цементованных зубчатых колес предел контактной выносливости принимают 23 $HRC_{\text{пов}}$ при базе испытаний $1{,}2\cdot10^{8}$), присутствуют два вида усталостного разрушения поверхностных слоев: питтинг и отслаивание (глубинное контактное разрушение) (рис. 1–3). Каждому виду соответствует свой механизм разрушения. Следует отметить, что оба вида имеют усталостную природу и возникают при потере материалом устойчивости к воздействию переменных по величине и длительности контактных нагрузок. В зависимости от геометрических параметров зубчатых колес, величины контактной нагрузки, условий работы и качества упрочненных слоев оба вида поверхностного разрушения могут присутствовать одновременно (рис. 1, *б*, 3) или при известных условиях превалирует один из них (рис. 1, *а*, *в*, 3, *б*). Значительное влияние на возникновение и развитие усталостного контактного разрушения оказывают структурные характеристики упрочненных слоев, причем для каждого вида контактного разрушения это влияние различно.

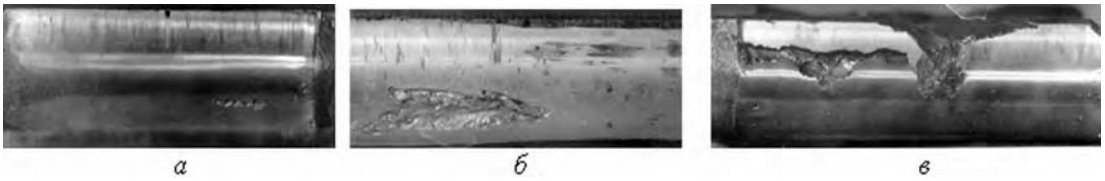


Рис. 1. Виды контактного разрушения зубьев: *а* – поверхностное (питтинг); *б* – поверхностное и глубинное; *в* – поверхностное и глубинное, переходящее в скол вершины зуба

Механизм поверхностного контактного выкрашивания (или питтинга) связан в основном с адсорбционным действием смазки. На возникновение и развитие выкрашивания в этом случае значительное влияние оказывают тип и вязкость масла, наличие дефектов (несплошностей, пор, микротрещин, структурных дефектов) в тонких поверхностных слоях, твердость поверхности, особенности строения структуры цементованного слоя на глубине до 0,1–0,2 мм. Начало разрушения поверхности при данном виде выкрашивания представляет собой, как правило, цепочку мелких ямок (оспин), располагающихся по длине зуба в нижней зоне однопарного зацепления – в зоне действия максимальных контактных напряжений и минимальных радиусов кривизны сопряженных поверхностей (рис. 1, *а*, 2). Исследованиями установлено, что такой вид выкрашивания в большинстве случаев к потере работоспособности зубчатых колес не приводит.

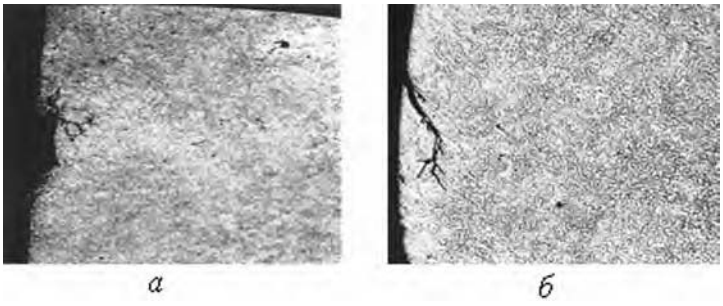


Рис. 2. Разновидности поверхностного контактного повреждения зуба (питтинга): *а* – х100; *б* – х400

Однако в зависимости от геометрических параметров зацепления и уровня нагрузки появление питтинга может инициировать прогрессирующее выкрашивание поверхностей зубьев – отслаивание, которое может возникать и вне зависимости от питтинга, характеризуется большими по глубине и площади выкрашенными частицами и имеет тенденцию распространяться по всей боковой поверхности зуба, зарождаясь в зоне полюса зацепления (рис. 1 *а*, 1 *б*, 3). На основании многочисленных экспериментальных данных установлено, что критерием работоспособности высоконапряженных зубчатых колес, подвергаемых упрочняющей ХТО, является именно этот вид разрушения поверхностей зубьев [3–6].

В отличие от питтинга для возникновения глубинных контактных разрушений необходимы другие условия. Глубинные разрушения поверхностно упрочненных зубчатых колес обусловлены особенностями изменения напряженного состояния и неоднородностью физико-механических свойств материала по толщине слоя в зоне контактно-

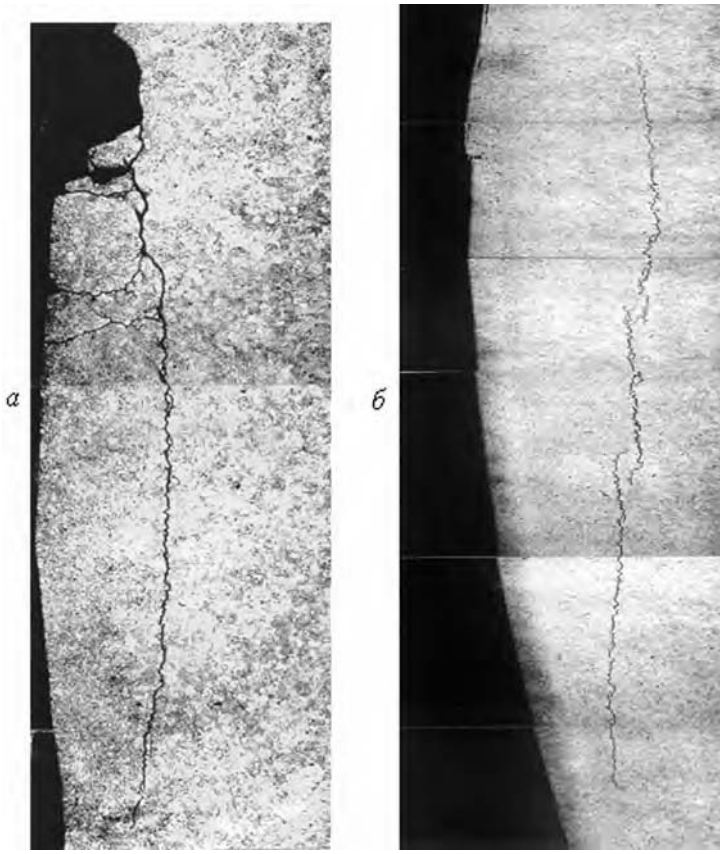


Рис. 3. Поверхностное и глубинное контактные повреждения зуба (*а*) и трещина глубинного контактного разрушения (*б*)

го взаимодействия зубьев. Напряженное состояние в любой зоне упрочненного слоя характеризуется величинами глубинных касательных или эквивалентных напряжений. Глубина расположения и величина максимальных эквивалентных напряжений зависят от многих факторов, основными из которых являются радиусы кривизны профиля зуба, величина поверхностных контактных напряжений (давлений), характер распределения твердости (микротвердости) по глубине упрочненного слоя.

В тех случаях, когда опасная зона упрочненного слоя находится в условиях сложного напряженного состояния, вопрос о ее прочности решается на основании гипотез прочности с определением величины главного напряжения σ_{he}, эквивалентной данному сложному напряженному состоянию. Для расчета величины эквивалентного напряжения, действующего в глубине упрочненного слоя, применяем теорию Геста–Мора [2, 4]:

$$\tau_{he} = \left| \tau_{ZY} \right| - Y_\sigma \left| \sigma_Y \right|, \qquad (1)$$

где Y_σ – коэффициент, учитывающий влияние нормальных напряжений на эффективность касательных. Для зон материала с твердостью $HV \geq 600$ $Y_\sigma = 0{,}4$, для остальной части $Y_\sigma = 0{,}25$ [2]; τ_{ZY} и σ_Y – максимальные касательное и нормальное напряжения, действующие на глубине Z от поверхности на расстоянии $0{,}85B$ (B – полуширина контакта) от оси симметрии площадки контакта поверхностей зубьев. Их величины определяются при решении контактной задачи теории упругости для случая контакта двух цилиндров с параллельными осями при отсутствии влияния касательной нагрузки и смазки по известным формулам Губера–Фукса [4].

Анализ результатов расчета напряженного состояния зубчатых колес по формуле (1) показывает, что к основным факторам, влияющим на величину и распределение эквивалентных напряжений τ_{he}, можно отнести нагруженность в зоне контакта, которая характеризуется величиной поверхностных контактных напряжений σ_H, и геометрию зубчатых колес, которую можно учесть таким комплексным параметром, как модуль m. На рис. 4 приведено изменение относительного эквивалентного напряжения в зависимости от глубины упрочненного слоя и величины поверхностного контактного напряжения, полученное при расчете зубчатых колес с модулем 5 мм. Из рисунка видно, что эквивалентные напряжения, определяющие напряженное состояние глубинных слоев поверхностно упрочненных зубьев, переменны по величине на разном расстоянии от поверхности контакта. Существуют зоны упрочненных слоев, в которых эквивалентные напряжения достигают максимальной величины, а затем монотонно убывают. При повышении величины контактных напряжений σ_H увеличивается глубина и расширяется область залегания максимальных эквивалентных напряжений $\tau_{he\max}$. Если учесть, что структурные характеристики упрочненных слоев зубьев также неоднородны по толщине упрочненного слоя [5], получаем, что для зубчатых колес одинакового типоразмера, работающих в условиях переменных контактных нагрузок, за глубинные контактные разрушения ответственны поверхностные слои с разными структурными составляющими. Данное обстоятельство послужило основанием для нового подхода к интерпретации результатов исследования сопротивления контактной усталости поверхностно упрочненных зубчатых колес.

На рис. 5 представлены кривые глубинной контактной усталости цементованных слоев зубьев цилиндрических зубчатых колес, полученные при различных уровнях поверхностных контактных напряжений в зависимости от величины твердости и качества микроструктуры на глубине слоя в зоне действия максимальных контактных эквивалентных напряжений ($\sim 0{,}1m$) [5, 6]. Данные результаты получены при многолетних стендовых испытаниях цементованных зубчатых колес различного модуля, изготовленных из разных марок сталей (20Х2Н4А, 20ХН3А, 20ХГНР, 20ХН2М) и применяемых в трансмиссиях большегрузных автомобилей и энергонасыщенных тракторов. Отметим, что кривые глубинной контактной усталости получены для материала цементованных зубчатых колес, имеющего одинаковые структурные характеристики в опасной зоне упрочненного слоя, которая определяется путем сопоставления расчетных эквивалентных напряжений с величиной допускаемых глубинных напряжений (см. далее формулу (2)). Обычно опасная зона находится в слое на глубине залегания максимальных эквивалентных напряжений, которая определялась как расчетным путем, так и экспериментально на разрушенных поверхностях зубьев после стендовых испытаний. Полученные кривые глубинной контактной усталости

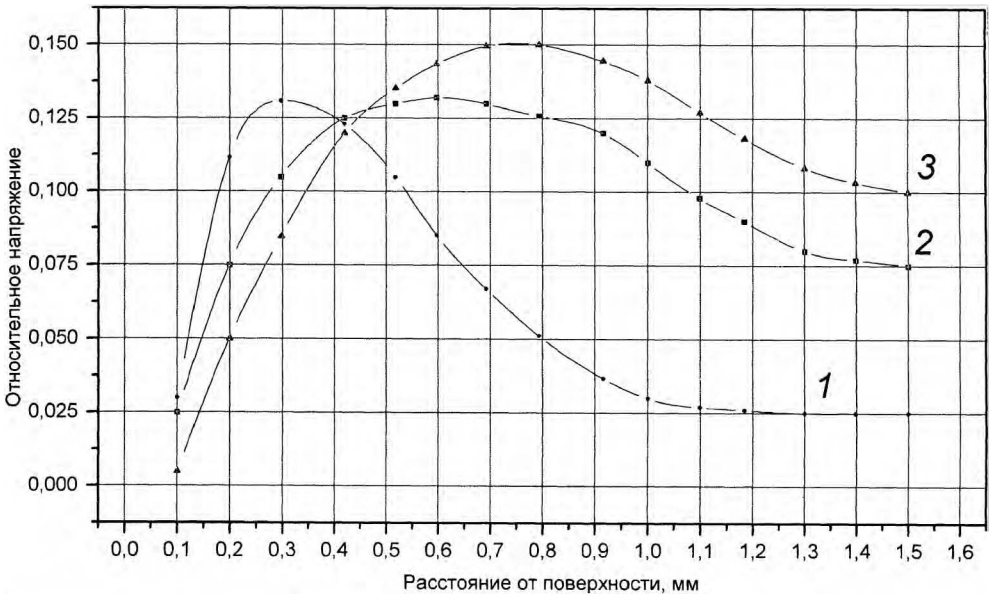


Рис. 4. Изменение относительного эквивалентного напряжения в зависимости от глубины упрочненного слоя и величины поверхностного контактного напряжения: *1*, *2*, *3* – σ_H = 1000, 1600, 2300 МПа соответственно

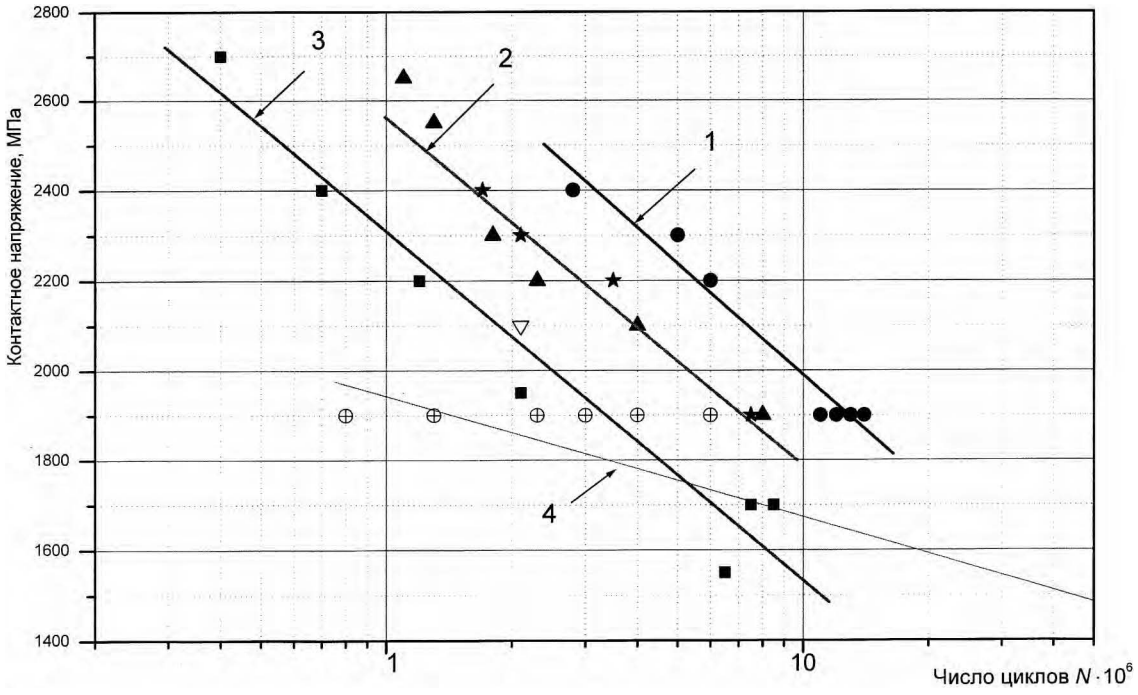


Рис. 5. Зависимость сопротивления контактной усталости зубчатых колес от твердости цементованного слоя на глубине примерно 0,1 *m*: *1* – при твердости слоя 750–770 *HV*; *2* – 700–710 *HV*; *3* – 650–680 *HV*; звездочка, светлый треугольник – бейнит 10, 20% соответственно; ⊕ – глобулярные карбиды 20%

материала цементованных зубчатых колес отличаются от известных кривых контактной усталости, которые получают для конкретных зубчатых колес с определенной геометрией зубьев и химическим составом материала без учета вида контактного разрушения и тем более структурного состояния в опасных зонах цементованного слоя [7].

При обработке результатов испытаний и построении кривых глубинной контактной усталости (рис. 5) опасные зоны упрочненных слоев зубьев условно разделены на три группы, различающиеся величиной микротвердости: I с микротвердостью 750–770 *HV* (кривая *1*); II с микротвердостью 700–710 *HV* (кривая *2*); III с микротвердостью 650–680 *HV* (кривая *3*). Микроструктура упрочненных слоев всех групп была одинаковой и представляла собой мелкоигольчатый

мартенсит с присутствием 35–45% остаточного аустенита без наличия структурных дефектов в виде бейнита и карбидов. За базу испытаний было принято число циклов $5 \cdot 10^7$. Наклон полученных кривых глубинной контактной усталости характеризуется показателем m_{HG}=6.

Из рис. 5 видно, что долговечность цементованных слоев при твердости в зоне 650–670 *HV* (кривая *3*) примерно в 4 раза меньше, чем при твердости 750–770 *HV* (кривая *1*). Ограниченный предел контактной выносливости в этом случае понижается на 25%. Приведенные результаты подтверждаются другими исследованиями. Результаты испытаний на контактную усталость стали 23Х3МВФА, содержащей в бездефектной мартенситной структуре 30–50% остаточного аустенита, полностью соответствуют кривой *1* на рис. 5 [7].

Исследованиями установлено, что присутствие в слое дефектов (бейнита, карбидов) приводит к значительному снижению сопротивления контактной усталости. Известно [5], что присутствие в слое бейнитной фазы не приводит к значительному снижению его микротвердости. Однако наличие в слое с микротвердостью 750–770 *HV* в виде отдельных выделений в мартенситной матрице бейнитной фазы до 10% приводит к снижению долговечности зубчатых колес примерно в два раза. При увеличении количества бейнитных выделений до 20% долговечность зубчатых колес понижается в три раза. К более значительному понижению сопротивления глубинному контактному выкрашиванию приводит присутствие в цементованных слоях глобулярных карбидов. Результаты испытаний показывают, что наличие в этой зоне карбидов приводит к катастрофически быстрому выходу из строя зубчатых колес как из-за прогрессирующего контактного выкрашивания, так и из-за сколов вершин зубьев. Получено, что долговечность зубчатых колес при содержании в цементованных слоях до 20% глобулярных карбидов размером 1–2 мкм в 1,5–3,5 раза меньше, чем зубчатых колес с высококачественной структурой цементованных слоев с микротвердостью 750–770 *HV*, состоящей из игольчатого (пластинчатого) мартенсита и 35–45% остаточного аустенита (рис. 5). Полученные результаты согласуются с [8], где показано, что при контактных нагрузках, превышающих 1600 МПа, наличие крупных карбидов и нитридов (более 1 мкм) снижает контактную прочность на 30%. Результаты других исследований показывают, что присутствие в мартенситно-аустенитной структуре некогерентных карбидных включений размером менее 1 мкм на сопротивление усталости не влияет, а существенно повышает износостойкость [7]. Данные результаты касаются, по-видимому, работы зубчатых колес в области контактных нагрузок, не превышающих 1500МПа, и подтверждаются экспериментальными исследованиями, приведенными на рис. 5 в виде кривой усталости *4*. В области же повышенных контактных нагрузок (свыше 1600 МПа) возрастает роль глобулярных карбидов как дефектов структуры, приводящих к ее неоднородности, охрупчиванию и являющихся зоной преждевременного образования усталостных микротрещин. Этим объясняется большой наклон кривой усталости *4* [7].

Используя полученные кривые контактной усталости материала (рис. 5), можно построить кривые глубинной контактной усталости конкретных химико-термически упрочненных зубчатых колес, для которых известны распределения микротвердости и структурных параметров по глубине упрочненных слоев, а также местоположение опасных зон в зависимости от величины контактных напряжений.

На основании полученных результатов доработана методика расчета цементованных (нитроцементованных, азотированных) зубчатых колес, базирующаяся на гипотезе суммирования усталостных повреждений [9, 10], которая дополнена расчетом ресурса, обеспечиваемого сопротивлением глубинной контактной усталости активных поверхностей зубьев.

При расчете на глубинную контактную выносливость ограниченный предел глубинной контактной выносливости $\tau_{\lim b}$, соответствующий базе испытаний $N^G_{H0} = 5 \cdot 10^7$, определяется в зависимости от величины микротвердости и особенностей структурного строения для каждой зоны упрочненного слоя:

$$\tau_{\lim b} = 3{,}15 HV^{0{,}616} K_s, \qquad (2)$$

где $K_s = K_B K_K$. Коэффициенты K_B и K_K, учитывающие соответственно количество бейнитной и карбидной фаз, определяются по рис. 6.

Результаты расчета по предлагаемой методике представляются в табличной форме. Расчетные значения ресурса выводятся для заданных значений микротвердости в диапазоне 600–860 *HV* по всей глубине упрочненного слоя с интервалом 0,1 мм. Представляемые в таком виде данные позволяют определять:

глубину опасной зоны с наименьшим ресурсом, необходимую для назначения эффективной толщины упрочненного слоя;

ресурс зубчатых колес, обеспечиваемый сопротивлением глубинной контактной усталости активных поверхностей зубьев в зависимости от величины микротвердости и ее распределения по глубине упрочненных слоев, определяемых при проведении ХТО по конкретной технологии;

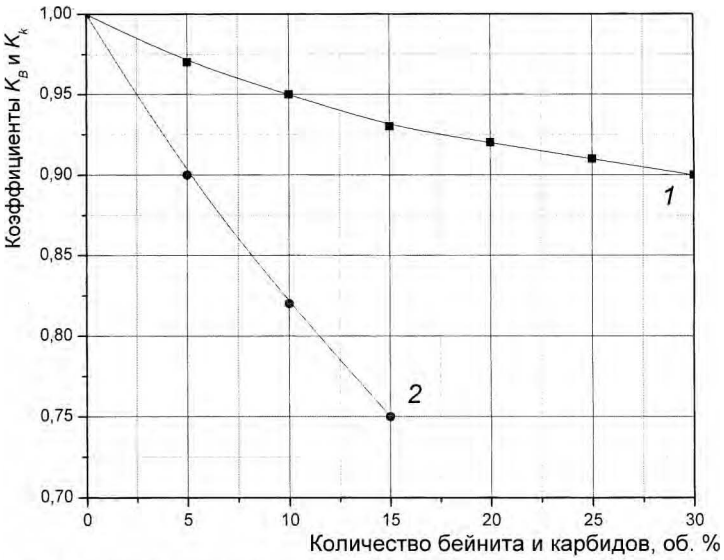


Рис. 6. Коэффициенты K_B (*1*) и K_K (*2*), учитывающие влияние дефектов структуры (бейнита и карбидов) цементованного слоя на величину предела глубинной контактной выносливости

требуемую величину микротвердости и ее распределение по упрочненному слою, обеспечивающие заданный ресурс.

Разработанная методика расчета апробирована при стендовых испытаниях зубчатых колес трансмиссий большегрузных автомобилей, автосамосвалов особо большой грузоподъемности и энергонасыщенных тракторов и является основой методологии прогнозирования надежности трансмиссий на этапе проектирования с учетом качества ХТО и технологии изготовления зубчатых колес.

Полученные результаты также могут быть использованы при разработке промышленных технологий ХТО с учетом возможностей конкретного оборудования, обеспечивающих рекомендуемое качество и требуемую надежность зубчатых передач.

Литература

1. К о р а б л е в А. И., Р е ш е т о в Д. М. Повышение несущей способности зубчатых передач. М., 1968.
2. П е т р у с е в и ч А. И. Контактная прочность деталей машин. М., 1970.
3. Т е с к е р Е. И. // Вестник машиностроения. 1986. № 7. С. 9–15.
4. Редукторы энергетических машин: Справочник / Под ред. Ю. Л. Д е р ж а в ц а. Л., 1985.
5. С у с и н А. А. Химико-термическое упрочнение высоконапряженных деталей. Мн., 1999.
6. Р у д е н к о С. П. // Вестник машиностроения. 1999. № 4. С. 13–15.
7. Авиационные зубчатые передачи и редукторы: Справочник / Под ред. Э. Б. В у л г а к о в а. М., 1981.
8. У т к и н а А. Н., Ч е р к и с Ю. Ю., А л е к с е е н к о М. Д. // Металловедение и термическая обработка металлов. 1977. № 6, С. 35–40.
9. Прочность и долговечность автомобиля / Под ред. Б. В. Г о л ь д а. М., 1974.
10. Проектирование трансмиссий автомобилей: Справочник / Под общ. ред. А. И. Г р и ш к е в и ч а. М., 1984.

S. P. RUDENKO

INVESTIGATION OF A CONTACT-FATIGUE RESISTANCE OF SURFACE-HARDENED GEARS

Summary

Curves of the deep contact fatigue resistance of carburized gears, obtained with various surface stress levels , depending on hardness and quality structure at the depth of a layer in the action zone of maximal shear stress, are presented. Method of determination of the resource, provided of the deep contact fatigue resistance heart hardened gears, based oneself on hypothesis summing up of the fatigue damage, is suggested.

УДК 622.243.23

И. З. ГАСАНОВ, Ф. Б. ФАТАЛИЕВ

ПРОЕКТИРОВАНИЕ НЕОРИЕНТИРУЕМЫХ КОМПОНОВОК НИЗА БУРИЛЬНЫХ КОЛОНН

Институт «Научных исследований» Государственной Нефтяной компании Азербайджанской Республики

(Поступила в редакцию 25.12.2008)

Известно, что бурение наклонных скважин с использованием отклонителей сопряжено с затратой дополнительного времени на забойное ориентирование бурильного инструмента, инклинометрические и другие работы, что снижает технико-экономические показатели проводки наклонных скважин.

В этой связи одним из важнейших направлений в совершенствовании технологии наклонного бурения является переход к безориентированному управлению параметрами искривления ствола наклонных скважин с помощью специальных приспособлений. На практике для этих целей широко применяются центраторы (стабилизаторы), использование которых для регулирования зенитного угла рассмотрено в [1–3]. Однако в этих работах не учтено влияние частоты вращения бурильных колонн при определении усилия, возникающего на долоте.

Для оперативного управления зенитным углом необходимо знать величины силы, возникающей на долоте F_1 при заданной компоновке низа бурильной колонны (КНБК), диаметра скважины D и центратора $D_{\text{ц}}$, а также расстояния l_1 от центратора до долота.

На рисунке показана схема расположения КНБК, состоящего из долота *1*, утяжелителя бурильной колонны (УБТ) *3* с центратором *2*, бурильной трубы *4*, расположенной в прямолинейно-наклонном стволе *5* скважины.

Ниже приводится результат теоретического решения поставленной задачи с учетом вращения бурильной колонны и разновысотности расположения опор *O*, *B*, и *A*.

Для определения F_1 низ бурильного инструмента представляется в виде двухпролетной балки, нагруженной равномерно распределенной нагрузкой от веса УБТ и бурильных труб. В этой схеме начало координат поместим в центре долота, а координатные оси расположим так, чтобы ось абсцисс совпала с осью скважины. Представленную статически неопределенную задачу решим известным методом. Напишем интегродифференциальное уравнение упругой линии для каждого пролета в отдельности.

Для пролета *OB*

$$EJ_1Y_1'' = F_1X_1 - G_1Y_1 + q_1\sin\alpha\int_0^{X_1}(X_1-\xi_1)d\xi_1 + q_1\cos\alpha\int_0^{X_1}(Y_1-\eta_1)d\xi_1 + \frac{q_1}{g}\omega^2\int_0^{X_1}(X_1-\xi_1)\eta_1 d\xi_1. \quad (1)$$

Для пролета *BA*

$$EJ_2Y_2'' = F_2\cdot X_2 - G_2Y_2 + q_2\sin\alpha\int_0^{X_2}(X_2-\xi_2)d\xi_2 + q_2\cos\alpha\int_0^{X_2}(Y_2-\eta_2)d\xi_2 + \frac{q_2}{g}\omega^2\int_0^{X_2}(X_2-\xi_2)\eta_2 d\xi_1 - M_B, \quad (2)$$

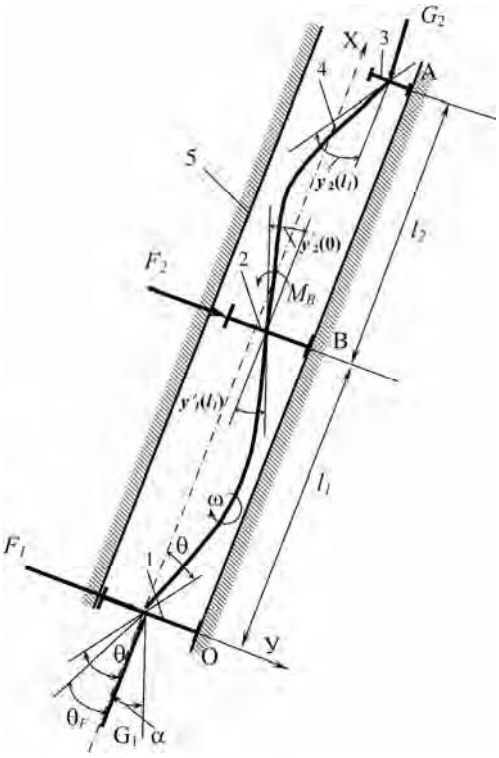
где EJ_1; EJ_2 – соответственно жесткости на изгиб УБТ или бурильных труб, установленных на участках *OB* и *BA*; q_1 и q_2 – соответственно вес единицы длины УБТ или бурильных труб с учетом потери веса в глинистом растворе на участках *OB* и *BA*; F_1 и F_2 – опорные реакции соответственно на долоте в точке *B*; α – зенитный угол ствола скважины; X_1, Y_1 и X_2, Y_2 – координатные оси; G_1 и G_2 – осевые силы, действующие на долото и бурильные колонны; ω – угловая скорость вращения; M_B – изгибающий момент, возникающий в сечении опоры *B*.

Рассмотрим случай, когда изогнутая ось КНБК на участках *OB* и *BA* в нулевом приближении, описываются уравнениями в виде

$$Y_1 = f_1\left(\frac{X_1}{l_1}+\frac{1}{\pi}\sin\frac{\pi X_1}{l_1}\right);\ Y_2 = f_2\left(\frac{X_2}{l_2}-\frac{1}{\pi}\sin\frac{\pi X_2}{l_2}\right),$$

где l_1 и l_2 – расстояние от долота до центратора и от центратора до области соприкосновения труб, установленных над ним, с нижней стенкой ствола скважины.

Для получения зависимости $\eta(\xi)$ в выражениях (1) и (2) необходимо заменить $Y = \eta$, а X – на величину ξ; $f_1 = 0{,}5(D - D_{\text{ц}})$; $f_2 = 0{,}5(D - D_H)$; D, $D_{\text{ц}}$, D_H – соответственно диаметр долота, центратора и бурильных труб в сечении *A*.



Расчетная схема расположения КНБК с центратором в прямолинейно наклонном стволе скважины: *1* – долото; *2* – центратор; *3* – УБТ; *4* – бурильные трубы; *5* – стенки ствола скважины

Тогда общее решение уравнений (1), (2) примет вид соответственно

$$EJ_1Y_1 = \frac{F_1}{6}X_1^3 - \frac{G_1f_1}{l_1}\left(\frac{X_1^3}{6}-\frac{l_1^3}{\pi^3}\sin\frac{\pi X_1}{l_1}\right)+\frac{q_1X_1^4}{24}\sin\alpha+$$
$$\frac{q_1f_1}{l_1}\cos\alpha\left(\frac{X_1^4}{24}-3\frac{X_1^4}{\pi^4}\cos\frac{\pi X_1}{l_1}-\frac{l_1^3X_1}{\pi^3}\sin\frac{\pi X_1}{l_1}-\frac{l_1^2X_1^2}{2\pi^2}\right)+ \qquad (3)$$
$$\frac{q_1f_1\omega^2}{l_1g}\left(\frac{X_1^5}{120}+\frac{l_1^2X_1^3}{6\pi^2}+\frac{l_1^5}{\pi^5}\sin\frac{\pi X_1}{l_1}\right)+C_1X_1+D_1,$$

$$EJ_2Y_2 = \frac{F_2}{6}X_2^3 - \frac{G_2f_2}{l_2}\left(\frac{X_2^3}{6}-\frac{l_2^3}{\pi^3}\sin\frac{\pi X_2}{l_2}\right)+\frac{q_2X_2^4}{24}\sin\alpha+$$
$$\frac{q_2f_2}{l_2}\cos\alpha\left(\frac{X_2^4}{24}-\frac{3l_2^4}{\pi^4}\cos\frac{\pi X_2}{l_2}-\frac{l_2^3X_2}{\pi^3}\sin\frac{\pi X_2}{l_2}-\frac{l_2^2X_2^2}{2\pi^2}+\frac{l_2^4}{\pi^4}\right)+ \qquad (4)$$
$$\frac{q_2f_2\omega^2}{l_2g}\left(\frac{X_2^5}{120}+\frac{l_2^3X_2^2}{6\pi^2}+\frac{l_2^5}{\pi^5}\sin\frac{\pi X_2}{l_2}\right)-\frac{M_BX_2^2}{2}+C_2X_2+D_2.$$

Для определения постоянных интегрирования D_1, C_1, C_2, D_2 имеем следующие граничные условия:

$$Y_1(0) = 0;\ Y_1(l_1) = f_1;\ Y_2(0) = f_1;\ Y_2(l_2) = f_2.$$

Опорные реакции F_1 и F_2 можно определить из условия

$$EJ_1Y_1''(l_1) = -M_B \text{ и } EJ_2Y_2''(l_2) = 0,$$

$$F_1 = -\left[\frac{M_B + G_1 f_1}{l_1} + \frac{q_1 l_1}{2}\sin\alpha + \frac{q_1 f_1 l_1 \omega^2}{g}\left(\frac{1}{6} + \frac{1}{\pi^2}\right) + q_1 f_1 l_1 \cos\alpha\left(\frac{1}{2} - \frac{2}{\pi^2}\right)\right], \quad (5)$$

$$F_2 = \frac{M_B + G_2 f_2}{l_2} - \frac{q_2 l_2}{2}\sin\alpha - \frac{q_2 f_2 l_2 \omega^2}{g}\left(\frac{1}{6} + \frac{1}{\pi^2}\right) - q_2 f_2 \cos\alpha\left(\frac{1}{2} - \frac{2}{\pi^2}\right). \quad (6)$$

Угол поворота балки *OB* в сечении *B* определяется из условия $Y_1^1(l_1) = -\theta_1^1$. Тогда, продифференцировав уравнение (1), использовав (5) и приняв, что $Y_1(l_1) = f_1$, получим

$$\theta_1 \approx \mathrm{tg}\theta_1' = \frac{f_1}{l_1} - \frac{l_1}{EJ_1}\left(\frac{M_B}{3} + \frac{G_1 f_1}{\pi^2}\right) - \frac{q_1 l_1^3}{24EJ_1}\left(\sin\alpha + \frac{24}{\pi^3}\frac{f_1\omega^2}{g}\right) - \frac{q_1 f_1 l_1^2}{24EJ_1}\cos\alpha\left(\frac{1}{24} + \frac{6}{\pi^4} - \frac{5}{6\pi^2}\right). \quad (7)$$

Угол поворота балки *BA* в сечении *B* определяется из условия $Y_2^1 = \mathrm{tg}\theta_2''$ при $X_2 = 0$. Дифференцируя уравнение (2), используя (6) и принимая $Y_2(0) = f_1$, получаем

$$\theta_1'' = \frac{f_2}{l_2} + \frac{l_2}{EJ_2}\left(\frac{M_B}{3} + \frac{G_2 f_2}{\pi^2}\right) + \frac{q_2 l_2^3}{24EJ_2}\left(\sin\alpha + \frac{24 f_2\omega^2}{\pi^3 g} - \frac{0{,}072 f_2}{l_2}\cos\alpha\right). \quad (8)$$

Расстояния от центратора до точки *A* касания бурильных труб со стенкой скважины можно определить из условия $Y_2^1 = \mathrm{tg}\theta_2' \approx \theta_2' = 0$:

$$l_2 = \sqrt{\frac{2M}{q} + \sqrt{\left(\frac{2M}{q}\right)^2 + \frac{24EJ_2 f_2}{q}}}, \quad (9)$$

где $M = M_B - \frac{6G_2 f_2}{\pi^2}$; $q = q_2\left(\sin\alpha + \frac{24}{\pi^3}\frac{f_2\omega^2}{g}\right)$.

Значение изгибающего момента можно определить, согласно неразрывности балки в сечении *B*, из следующего равенства:

$$Y_1'(l_1) = Y_2'(0)$$

или

$$\theta_1' = \theta_2''.$$

Тогда из равенства (7) и (8) находим

$$\frac{l_2}{EJ_2}\left(\frac{M_B}{3} + \frac{G_2 f_2}{\pi^2}\right) + \frac{l_1}{EJ_1}\left(\frac{M_B}{3} + \frac{G_1 f_1}{\pi^2}\right) + \frac{q_2 l_2^3}{24EJ_2}\left(\sin\alpha + \frac{24 f_2\omega^2}{\pi^3 g}\right) + \frac{q_1 l_1^3}{24EJ_1}\left(\sin\alpha + \frac{24 f_1\omega^2}{\pi^3 g}\right) + \frac{q_1 f_1 l_1^2}{24EJ_1}\cos\alpha\left(\frac{1}{24} + \frac{6}{\pi^4} - \frac{5}{6\pi^2}\right) - \frac{0{,}072 f_2 q_2 l_2^2}{24EJ_2}\cos\alpha = \frac{f_1}{l_1} - \frac{f_2}{l_2}. \quad (10)$$

Таким образом, определив значения l_2 и M_B соответственно из (9) и (10), можно рассчитать отклоняющую силу на долоте по формуле (5) при работе КНБК с одним центратором и корректировать параметры искривления.

Данная методика позволяет также рассчитать КНБК, включающего забойным двигатель с центратором при условии ω = 0.

Литература

1. Гулизаде М. П., Кауфман Л. Я., Сушон Л. Я. Методика расчета интенсивности искривления наклонных скважин. Тюмень, 1974.

2. Сушон Л. Я., Емельянов П. В., Муллагалиев Р. Т. Управление искривлением наклонной скважины в Западной Сибири. М., 1988.

3. Мамедбеков О. К. Управление искривлением наклонных скважин. Баку, 2000.

I. Z. GASANOV, F. B. FATALIEV

DESIGN OF NON-ORIENTED ARRANGEMENTS OF DRILLING COLUMNS BOTTOM

Summary

It is known that for regulation of the whole parameters of deviation the incluned hove assembly in eluding centrator and stabilizer is widely applied.

Value of radial force on the bit diameter of centrator and its place on the drill string lower assemble is defined by the aim of deviation mainly during the drilling with use of bottom hole engine without an accounting of rotation.

The generalized method of calculation the drilling string lover assemble that includes centrator for regulation of zenith angle on the rotor – turbine drilling metgods with account of frequency rotation of drilling tool is given in a paper.

УДК 678.686:547.722:0253

Ю. Н. ЗАХАРОВ[1], Р. В. ИЩЕНКО[2]

ОСОБЕННОСТИ ИЗНАШИВАНИЯ ЭЛЕМЕНТОВ СОПРЯЖЕНИЯ РОЛИК – КОНВЕЙЕРНАЯ ЛЕНТА В ВОЗДУШНО-СОЛЯНОЙ СРЕДЕ

[1]Московский государственный открытый университет,
[2]Солигорский институт проблем ресурсосбережения с опытным производством

(Поступила в редакцию 15.01.09)

Введение. Самыми быстроизнашивающимися деталями подъемно-транспортного оборудования являются элементы сопряжения обечайка роликоопоры – резинотканевая лента. Срок службы ролика и транспортирующей ленты в 2–5 раз меньше среднего срока службы элементов других узлов, а стоимость их достигает соответственно 28 и 35% стоимости конвейера. Отсюда очевидна необходимость повышения сопротивления изнашиванию материалов указанного трибосопряжения. Исследования в данном направлении касались разработки материаловедческих, технологических и конструктивных методов повышения долговечности ролика и конвейерной ленты [1–4]. Природа изнашивания металла и резины изучалась в основном при трении в воздушной среде [5, 6].

В значительно меньшей степени изучен процесс изнашивания резины по полимерному композиту, практически не рассматривались особенности протекания данного процесса в воздушно-соляной среде. Важность таких исследований обусловлена условиями эксплуатации горного оборудования, используемого в процессе добычи и обогащения калийной руды. Так, в РУП «ПО «Беларуськалий» конвейеры эксплуатируются в условиях повышенной влажности, воздействия химически активных солей хлористого натрия и калия, наличия абразивных частиц в горной массе и окружающей среде. Эти факторы ускоряют процессы коррозии металла, изменения свойств материала транспортирующей ленты, приводят к их более интенсивному изнашиванию и разрушению.

Цель настоящей работы заключается в том, чтобы оценить влияние содержащихся в окружающей среде солей хлористого натрия и калия на процессы трения и изнашивания пары конвейерная лента – обечайка ролика и на основе полученных результатов предложить методы повышения долговечности этого сопряжения.

Материалы и методы исследований. Образцы для испытаний изготавливались из стали 45 и композита, содержащего фенолоформальдегидный олигомер (26,6 мас. % по сухому остатку), аппретированное силаном базальтовое волокно (47,6 мас. %), предварительно обработанный ксилолом торф (25,2 мас. %) и 0,6 мас. % оксида магния. Второй элемент пары трения изготавливался из резины.

Испытания проводились на машине трения СМТ-1 по схеме вал – вкладыш при трении скольжения и вал – вал при трении качения без смазочного материала. Скорость относительного перемещения трущихся тел изменялась в интервале 0,2–3 м/с. Номинальное давление в контакте при качении изменялось в интервале 1–16 МПа, что примерно на 6 МПа превышало верхнюю границу интервала, соответствующего нормальным условиям транспортирования горной породы. Давление в скользящем контакте изменялось в интервале 0,1–1,6 МПа, соответствующем давлению при боковом сходе ленты, трению о плужковый сбрасыватель. Износ сопрягаемых тел оценивали методом взвешивания. Испытания проводили в воздушной и воздушно-соляной среде, содержащей смесь хлористого натрия и хлористого калия в соотношении 1:1.

Результаты исследований и их обсуждение. В реальных условиях в конвейерах реализуются как качение с проскальзыванием, так и скольжение резинотканевой транспортирующей ленты по ролику из стали или композитного материала. Поэтому представляет интерес рассмотреть изнашивание резины при обоих видах трения.

Изнашивание резины при трении по ролику из стали. Установлено, что интенсивность изнашивания резинотканевой ленты при качении по ролику из стали в воздушно-соляной среде слабо изменяется с увеличением давления p и скорости v относительного перемещения в интервале эксплуатационных режимов нагружения: $p < 5$ МПа и $v < 2$ м/с (рис. 1, *а*). В области давлений и скоростей, превышающих нормальные условия эксплуатации конвейера, зависимости $i_h(p,v)$ более существенны. Причина в том, что повышение p и v вызывает рост температуры в зоне трения и всех составляющих трения качения: адгезионной, проскальзывания по Рейнольдсу и гистерезисных потерь.

Зависимость i_h от скорости v графически изображается кривыми с минимумом, положение которого определяется нагрузкой и находится в интервале v = 0,5–1,5 м/с. Она согласуется с зависимостью коэффициента сопротивления качению f_c от скорости перемещения ленты по ролику. Снижение i_h с ростом скорости в области малых ее значений связано с уменьшением числа молекулярных цепей, успевающих вступить в контакт с роликом, уменьшением площади контакта и проскальзывания, что приводит к падению f_c. При более высоких скоростях вступившие в контакт со сталью макромолекулы ведут себя как жесткие образования и легче разрушаются при приложении сдвигающей нагрузки, обеспечивая тем самым рост интенсивности изнашивания. Анализ показал, что доминирующим видом изнашивания резины в исследуемом диапазоне нагрузок и скоростей является усталостное изнашивание.

Поскольку при качении ленты по ролику или барабану всегда имеет место проскальзывание и скольжение реализуется в случае бокового схода ленты, заклинивания ролика, а также в контакте с плужковым сбрасывателем и направляющими решетка, были изучены процессы трения и изнашивания резинотканевой ленты при скольжении по стали. Показано, что при трении скольжения по стали интенсивность изнашивания резины почти на два порядка выше, чем при качении (рис. 1, *б*). Исчезает минимум кривой $i_h(v)$, более существенным становится влияние нагрузки и скорости скольжения в области их больших значений. Причина в том, что при $v > 1{,}5$ м/с и $p > 0{,}4$ МПа важную роль в изнашивании начинает играть фрикционный нагрев сопрягаемых тел. Средняя температура в зоне трения возрастает примерно на 100–130 °С и доминирующую роль в трении начинают играть гистерезисные потери, повышается коэффициент трения, увеличиваются площадь контакта и толщина деформируемого слоя, в котором протекают усталостные процессы.

Близкие к описанным выше поверхности отклика $i_h(p,v)$ и $f_c(p,v)$ получены при испытаниях пары резина–сталь *в воздушной среде*. Отличие состоит в том, что трение качения при рабочих нагрузках (p < 5–7 МПа) вызывает менее интенсивное изнашивание резины в воздушной среде, чем в воздушно-соляной. В последнем случае проскальзывание ролика вызывает абразивное изнашивание поверхностей трения свободными абразивными частицами, содержащимися в горной породе и налипающими на поверхности трения сопрягаемых тел. При экстремальных нагрузках ($p > 7$ МПа) наблюдается обратная картина: i_h резины в воздушной среде выше, чем в воздушно-соляной, так как при высоких p и отсутствии соляной прослойки резина изнашивается по адгезионному механизму. На ее поверхности содержатся следы вырывов и усталостного изнашивания. В воздушно-соляной среде образуется пленка соли, предохраняющая трущиеся тела от непосредственного контакта и адгезионного взаимодействия.

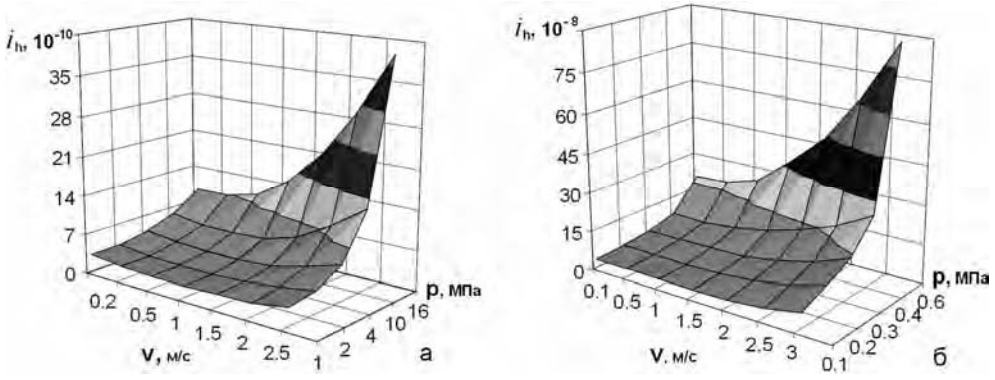


Рис. 1. Влияние давления и скорости на линейную интенсивность изнашивания резины при трении качения (*а*) и скольжения (*б*) по ролику из стали в воздушно-соляной среде

Исследования процессов, протекающих в зоне фрикционного контакта, показали, что особая роль в изнашивании принадлежит старению (окислению) резины. При длительной эксплуатации в ее поверхностном слое происходят разрыв связей в основном скелете молекул и образование свободных радикалов, способных взаимодействовать с молекулами окружающей среды. Это подтверждается интенсивным поглощением кислорода после истечения времени t = 6600 ч. Далее резина окисляется, ее поверхностный слой теряет эластичность и сопротивление усталости. Об этом свидетельствуют результаты изучения кинетики изнашивания резины: после приработки и стабилизации триботехнических характеристик наступает период ее интенсивного изнашивания. Обнаружено, что окисление резины ускоряется при контакте ее со сталью и солями металлов переменной валентности, так как ионы металлов ускоряют процесс распада гидроперекисей. Каталитическое действие стали и хлористых солей металлов на процесс окисления подтверждено данными дифференциально-термического анализа: при введении в навеску резины частиц стали, хлористого натрия и калия высота связанного с ее окислением экзотермического пика при температуре 220 °С возрастает на 10–15%. Повышение температуры на пятнах фактического контакта способствует локальному старению резины.

Изнашивание резины при трении по ролику из композита. Снижение скорости старения резины и исключение коррозионного изнашивания роликов достигаются при замене стальной обечайки на композитную. Поэтому были выполнены исследования влияния режимов нагружения на коэффициент трения и интенсивность изнашивания полимерного композита (ПК) на основе фенолоформальдегидного олигомера (25,1 мас. %), базальтовых волокон (50,3 мас. %) и торфа (24,6 мас. %).

При качении *в воздушно-соляной среде* контакт ленты с роликом из полимерного композита более предпочтителен (рис. 1, *а* и 2, *а*), что особенно характерно для высоких нагрузок. Так, при трении по стали i_h резины в 1,6–3 раза выше, чем по полимерному композиту. Это связано с низкой адгезией композита к резине и горной породе и снижением адгезионного и абразивного изнашивания. Кроме того, композит не играет роль катализатора старения резины.

Зависимость $i_h(v)$ немонотонна, что связано с действием двух конкурирующих факторов. При увеличении v до 1,5 м/с время контакта и «оседлой» жизни макромолекул резины на поверхности ролика уменьшается, снижаются глубина внедрения и растягивающие напряжения на границе выхода неровностей из контакта, которые являются причиной усталостного разрушения поверхностного слоя. При более высоких скоростях i_h возрастает, так как доминирующее влияние начинает оказывать фрикционный нагрев поверхностей трущихся тел, снижающий их модуль упругости и повышающий адгезионную составляющую трения и скорость старения резины.

При скольжении по ролику из композита сопротивление резины изнашиванию почти в 2 раза выше, чем по стальному ролику (рис. 1, *б* и 2, *б*). Такое различие обусловлено низким коэффициентом трения резины по композиту и, как следствие, малыми контактными деформациями рабочего слоя ленты. В отличие от стали полимерный композит обладает низкой адгезионной способностью к частицам NaCl и KCl, что уменьшает абразивное изнашивание ленты и смещение центра масс вращающегося ролика.

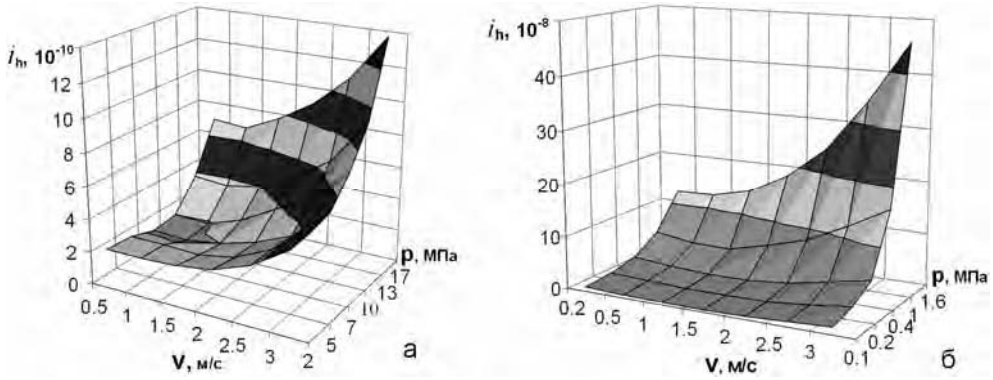


Рис. 2. Влияние давления и скорости на линейную интенсивность изнашивания резины при трении качения (*а*) и скольжения (*б*) по ролику из композита в воздушно-соляной среде

Выполненные исследования указывают на то, что в ленточных конвейерах, эксплуатирующихся в воздушно-соляной среде подземных выработок, сильвинитовых обогатительных фабрик и солеотвалов, более высокая долговечность транспортирующей ленты будет достигнута при замене металлических обечаек роликов на композитные.

Изнашивание обечайки ролика. Учитывая, что ролик является самым массовым узлом конвейера и проблема повышения его долговечности весьма актуальна, были выполнены исследования изнашивания обечайки в условиях нагружения, близких к эксплуатационным. Показано, что среднее значение i_h стальной обечайки при качении по резине в воздушной среде (p = 1 МПа и v = 2 м/с) соответствует $(0{,}45–0{,}63)\cdot10^{-11}$, а в воздушно-соляной среде – $(1{,}4–2{,}3)\cdot10^{-11}$. В итоге за три года эксплуатации толщина изношенного слоя металла составит (~ 2 мм) половину толщины стенки обечайки. Доминирующим является усталостное и коррозионно-механическое изнашивание. При трении скольжения i_h стальной обечайки значительно выше – составляет в среднем $3\cdot10^{-10}$.

Интенсивность изнашивания композитной обечайки выше, чем стальной, несмотря на то, что она подвергается только усталостному изнашиванию. Так, при трении качения в воздушной среде $i_h = (2{,}1–2{,}3)\cdot10^{-11}$, а при трении скольжения $i_h = (3{,}8–4{,}2)\cdot10^{-9}$. Это связано с более низкими прочностными характеристиками и сопротивлением усталости полимерного композита.

Заключение. Наличие в окружающей среде хлористых солей калия и натрия вызывает более интенсивное изнашивание резины, менее существенное влияние на изнашивание оказывают нагрузка и скорость скольжения, к усталостному виду изнашивания сопрягаемых тел добавляется абразивное и адгезионное, а стальная обечайка подвергается коррозионно-механическому изнашиванию. При фрикционном взаимодействии со сталью транспортирующая лента изнашивается в 1,6–2,8 раза более интенсивно, чем при контакте с полимерным композитом. Это объясняется более высоким коэффициентом трения резины по стали, ухудшением параметров топографии поверхности стального ролика в воздушно-соляной среде, а также снижением механических характеристик резины в результате окисления и старения поверхностного слоя, активируемого металлом.

При длительном контакте со сталью или солями металлов переменной валентности поверхностный слой резины теряет эластичность и сопротивление усталости. Механизм этого явления обусловлен тем, что ионы металлов ускоряют процесс распада гидроперекисей, происходят разрыв связей в основном скелете молекул и образование свободных радикалов, способных взаимодействовать с молекулами окружающей среды. Скорость протекания данного процесса возрастает при повышении температуры и приложении механической нагрузки.

Литература

1. Струк В. А., Овчинников Е. В., Бойко Ю. С. и др. // Трение и износ. 1998. Т. 19, № 5. С. 665–670.
2. Дудка А. А., Наговский И. И., Буря А. И. и др. // Трение и износ. 1998. Т. 19, № 3. С. 376–378.
3. Прушак В. Я., Щерба В. Я., Заяц И. М., Протасеня А. В. // Весці АН Беларусі. Сер. фіз-тэхн. навук. 1995. № 3. С.44–47.
4. Прушак В. Я., Заяц И. М. // Материалы, технологии, инструмент. 1996. № 1. С. 93–95.
5. Бартенев Г. М., Лаврентьев В. В. Трение и износ полимеров. Л., 1972.
6. Айсс Н. С. // Трибология. Исследования и приложения. М., 1993. С. 176–189.

J. N. ZAHAROV, R. V. ISCHENKO

WEAR FEATURES OF INTERFACE ELEMENTS OF ROLLER – CONVEYOR BELT IN AN AIR-HYDROCHLORIC MEDIUM

Summary

The results of investigations of the processes carrying in a zone of friction engagement of steel rollers and a composite material with a rubber-fabric conveyor belt in the air and air-hydrochloric medium (NaCl and KCl) are presented. The laws of influence of loading and speed of slippage on friction and wear of interfaced elements are considered.

УДК 548.24

О. М. ОСТРИКОВ

РАСЧЕТ РАСПРЕДЕЛЕНИЯ ПРИМЕСИ И ПОТОКОВ ЕЕ МИГРАЦИИ У КЛИНОВИДНОГО ДВОЙНИКА НА ОСНОВАНИИ МАКРОСКОПИЧЕСКОЙ ДИСЛОКАЦИОННОЙ МОДЕЛИ

Гомельский государственный технический университет им. П. О. Сухого

(Поступила в редакцию 12.04.2006)

Атмосферы примесей у дислокаций во многом определяют их поведение при внешнем деформировании кристаллических материалов, изменяя динамические параметры дислокаций [1, 2]. Избыток примесных атомов в областях локализации напряжений повышает вероятность зарождения фазы, образование которой вдали от источников напряжений невозможно [1]. Это интересно в плане разработки технологии целенаправленного формирования необходимых свойств материалов.

Согласно дислокационной модели двойников, двойниковые границы моделируются упорядоченно расположенной относительно друг друга совокупностью двойникующих дислокаций, являющихся частичными дислокациями Шокли [2]. При этом вопросы, связанные с определением характера развития двойниковых прослоек с учетом влияния примесей, в настоящее время остаются малоизученными. Не изучены вопросы, касающиеся определения потоков миграции примесей у двойников. Экспериментально данные задачи решить довольно трудно. Поэтому представляет научный интерес цель данной работы, заключающаяся в расчете распределения примеси и определения потоков ее миграции у клиновидного двойника.

Клиновидные двойники обычно зарождаются у концентраторов напряжений и имеют форму в виде вытянутого равнобедренного треугольника [3]. В реальной ситуации на эксперименте наблюдаются различного рода искривления границ клиновидных двойников [3]. В данной работе пренебрегаем этими искривлениями и при расчете будем считать, что границы клиновидного двойника являются прямолинейными, как это показано на рис. 1, где границами двойника являются отрезки *AB* и *CB*. Такое приближение является оправданным при рассмотрении дальнодействующих напряжений, на конфигурацию которых, с одной стороны, форма границ клиновидного двойника оказывает малое влияние. С другой, двойники, имеющие в профиле вид в форме вытянутого равнобедренного треугольника, реально существуют и наблюдаются на эксперименте при развитии двойника, например, в малодефектной области монокристалла [3]. Поэтому рассматриваемое приближение имеет важное практическое значение, так как оно описывает определенный класс клиновидных двойников.

В качестве другого допущения рассмотрим клиновидный двойник, зародившийся вдали от поверхности двойникующегося материала. Такие двойники обычно зарождаются в объеме двойникующегося монокристалла у концентратора напряжений и способствуют их релаксации. В нашей задаче не будем учитывать напряжения, которые создает данный концентратор напряжений, что позволит сделать расчеты менее громоздкими. При этом появляется возможность изучить именно роль самого двойника в процессе перераспределения и миграции примесей.

В общем случае в плоскости *XOY* форма границ клиновидного двойника на рис. 1 описывается функциями $f_1(x_0)$ (граница *AB*) и $f_2(x_0)$ (граница *CB*). Пусть дислокации на данных границах параллельны друг другу и оси *OZ*, перпендикулярной плоскости рис. 1. Плотность двойникующих дислокаций на границах клиновидного двойника равна ρ_1 (на границе *AB*) и ρ_2 (на границе *CB*). Тогда напряжения, создаваемые рассматриваемым клиновидным двойником, могут быть определены из формулы

$$\sigma_{ij}(x,y)=\sigma_{ij}^{(1)}(x,y)+\sigma_{ij}^{(2)}(x,y), \qquad (1)$$

где

$$\sigma_{ij}^{(1)}(x,y)=\int_0^L\sqrt{1+(f_1'(x_0))^2}\,\rho_1(x_0)\sigma_{ij}^{(1,0)}(x,y,x_0)dx_0; \qquad (2)$$

$$\sigma_{ij}^{(2)}(x,y)=\int_0^L\sqrt{1+(f_2'(x_0))^2}\,\rho_2(x_0)\times \sigma_{ij}^{(2,0)}(x,y,x_0)dx_0. \qquad (3)$$

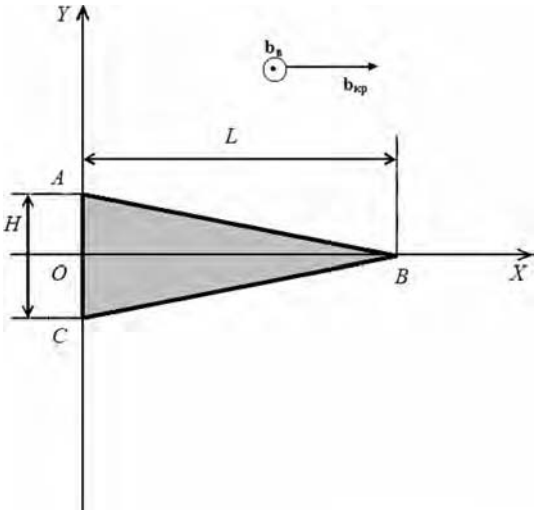


Рис. 1. Схематическое изображение клиновидного двойника формы в плоскости сечения *XOY* в виде вытянутого равнобедренного треугольника

Здесь $\sigma_{ij}^{(1)}$ и $\sigma_{ij}^{(2)}$ – напряжения, создаваемые каждой из границ клиновидного двойника; L – длина двойника, равная длине отрезка OB (рис. 1); $\sigma_{ij}^{(1,0)}$ и $\sigma_{ij}^{(2,0)}$ – напряжения, создаваемые единичной дислокацией, находящейся на границе AB и CB соответственно.

Так как двойникующие дислокации являются частичными дислокациями Шокли [2], то их вектор Бюргерса имеет винтовую ($\mathbf{b}_в$) и краевую ($\mathbf{b}_{кр}$) составляющие. Тогда напряжения $\sigma_{ij}^{(1,0)}$ и $\sigma_{ij}^{(2,0)}$ могут быть определены из следующих соотношений:

$$\sigma_{xx}^{(1,0)}=-\frac{\mu b_{кр}}{2\pi(1-\nu)}\frac{(y-f_1(x_0))[3(x-x_0)^2+(y-f_1(x_0))^2]}{[(x-x_0)^2+(y-f_1(x_0))^2]^2};$$

$$\sigma_{yy}^{(1,0)}=\frac{\mu b_{кр}}{2\pi(1-\nu)}\frac{(y-f_1(x_0))[(x-x_0)^2-(y-f_1(x_0))^2]}{[(x-x_0)^2+(y-f_1(x_0))^2]^2};$$

$$\sigma_{xy}^{(1,0)}=\frac{\mu b_{кр}}{2\pi(1-\nu)}\frac{(x-x_0)[(x-x_0)^2-(y-f_1(x_0))^2]}{[(x-x_0)^2+(y-f_1(x_0))^2]^2}; \qquad (4)$$

$$\sigma_{zz}^{(1,0)}=-\frac{\mu b_{кр}\nu}{\pi(1-\nu)}\frac{y-f_1(x_0)}{(x-x_0)^2+(y-f_1(x_0))^2};$$

$$\sigma_{zx}^{(1,0)}=-\frac{\mu b_в}{2\pi}\frac{y-f_1(x_0)}{(x-x_0)^2+(y-f_1(x_0))^2};$$

$$\sigma_{zy}^{(1,0)}=\frac{\mu b_в}{2\pi}\frac{x-x_0}{(x-x_0)^2+(y-f_1(x_0))^2},$$

$$\sigma_{xx}^{(2,0)}=-\frac{\mu b_{кр}}{2\pi(1-\nu)}\frac{(y-f_2(x_0))[3(x-x_0)^2+(y-f_2(x_0))^2]}{[(x-x_0)^2+(y-f_2(x_0))^2]^2};$$

$$\sigma_{yy}^{(2,0)}=\frac{\mu b_{кр}}{2\pi(1-\nu)}\frac{(y-f_2(x_0))[(x-x_0)^2-(y-f_2(x_0))^2]}{[(x-x_0)^2+(y-f_2(x_0))^2]^2};$$

$$\sigma_{xy}^{(2,0)}=\frac{\mu b_{кр}}{2\pi(1-\nu)}\frac{(x-x_0)[(x-x_0)^2-(y-f_2(x_0))^2]}{[(x-x_0)^2+(y-f_2(x_0))^2]^2}; \qquad (5)$$

$$\sigma_{zz}^{(2,0)}=-\frac{\mu b_{кр}\nu}{\pi(1-\nu)}\frac{y-f_2(x_0)}{(x-x_0)^2+(y-f_2(x_0))^2};$$

$$\sigma_{zx}^{(2,0)}=-\frac{\mu b_в}{2\pi}\frac{y-f_2(x_0)}{(x-x_0)^2+(y-f_2(x_0))^2};$$

$$\sigma_{zy}^{(2,0)} = \frac{\mu b_в}{2\pi} \frac{x - x_0}{(x - x_0)^2 + (y - f_2(x_0))^2},$$

где μ – модуль сдвига; ν – коэффициент Пуассона. Принималась представленная на рис. 1 ориентировка винтовой и краевой составляющих вектора Бюргерса.

Для рассматриваемого двойника нетрудно показать справедливость соотношений

$$f_1(x_0) = \frac{H}{2}\left(1 - \frac{x_0}{L}\right); \tag{6}$$

$$f_2(x_0) = -\frac{H}{2}\left(1 - \frac{x_0}{L}\right), \tag{7}$$

где H – ширина двойника у устья (рис. 1). При этом формулы (2) и (3) можно записать в виде

$$\sigma_{ij}^{(1)}(x,y) = \sqrt{1 + \left(\frac{H}{2L}\right)^2} \int_0^L \rho_1(x_0)\sigma_{ij}^{(1,0)}(x,y,x_0)dx_0 ; \tag{8}$$

$$\sigma_{ij}^{(2)}(x,y) = \sqrt{1 + \left(\frac{H}{2L}\right)^2} \int_0^L \rho_2(x_0)\sigma_{ij}^{(2,0)}(x,y,x_0)dx_0 . \tag{9}$$

Распределение легирующего компонента у клиновидного двойника рассчитывается по формуле [1]

$$C = C_0 \exp(-\frac{U}{kT}), \tag{10}$$

где C_0 – концентрация примесей вдали от внутренних источников напряжений; k – постоянная Больцмана; T – абсолютная температура; U – энергия взаимодействия примесей с клиновидным двойником, которая находится по формуле [1]:

$$U = -\frac{4}{3}\pi r^3 \varepsilon (\sigma_{xx} + \sigma_{yy} + \sigma_{zz}). \tag{11}$$

Здесь r – радиус атома матрицы; $\varepsilon = (r_0 - r)/r$ – малый параметр (r_0 – радиус атома легирующего компонента); σ_{xx}, σ_{yy} и σ_{zz} – нормальные компоненты тензора напряжений, определяемые из (1).

Результаты расчетов распределения примеси у клиновидного двойника представлены на рис. 2. Принималось L = 100 мкм, H = 11 мкм, T = 300 К. Плотность двойникующих дислокаций на двойниковых границах в настоящей работе принималась постоянной. Профили распределения примесей у клиновидного двойника при $r > r_0$ и $r < r_0$ имеют одинаковый вид. Разница заключается в расположении областей минимальной и максимальной концентрации примесей. В случае, когда $r > r_0$, примесь локализуется в областях сжатия (рис. 2), а при $r < r_0$ – в областях растяжения, т. е. в тех областях, где для случая $r > r_0$ наблюдается максимум концентрации примесей, в случае $r < r_0$ имеет место ее минимум.

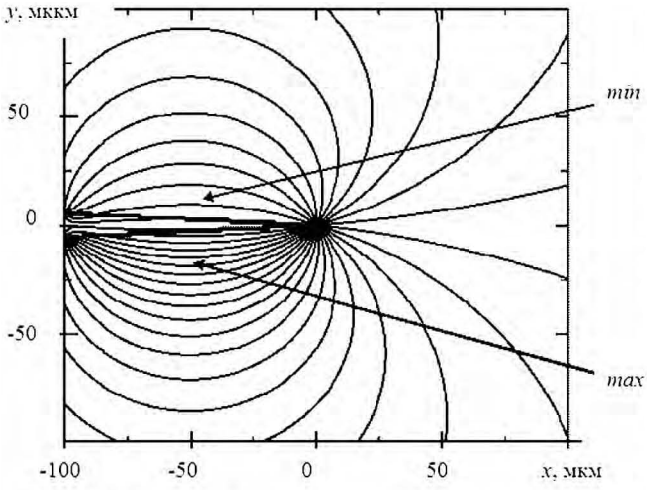


Рис. 2. Рассчитанные концентрационные профили распределения примеси у клиновидного двойника с постоянной плотностью двойникующих дислокаций на двойниковых границах

Для определения направления потоков миграции примесей необходимо построение эквипотенциальных поверхностей [1]. Со-

гласно расчетам на основании (11), их профиль для рассматриваемого двойника имеет аналогичный вид, как и вид профилей распределения примесей на рис. 2. По данным [1] линии, перпендикулярные линиям профилей эквипотенциальных поверхностей, укажут поток миграции примеси. Схематически эти потоки для случая $r > r_0$ показаны на рис. 3. Примесь, радиус которой больше радиуса атомов матрицы, мигрирует в противоположном направлении.

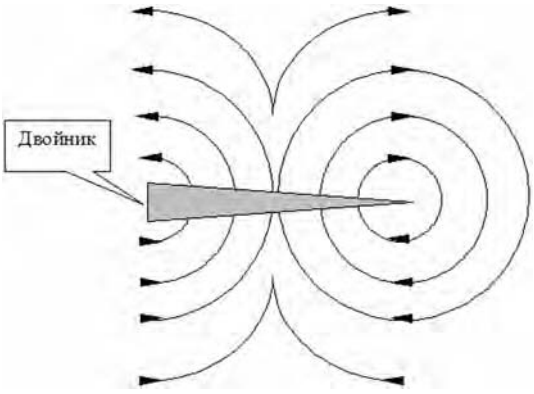


Рис. 3. Потоки миграции у клиновидного двойника примеси, радиус которой меньше радиуса атомов матрицы

Следует отметить, что дрейф примесных атомов происходит от области, близкой к вершине и устью двойника, к его центральной части. При этом максимальная концентрация примеси наблюдается не только у двойниковых границ, но и в некотором удалении от них (для рассматриваемого двойника это удаление от границы составляет около 10 мкм).

Скорость дрейфа атомов примеси может быть определена из соотношения [1]

$$\mathbf{V} = \frac{D}{kT}\mathbf{F} = -\frac{D}{kT}\ \mathbf{grad}\ U, \tag{12}$$

где D – коэффициент диффузии; $\mathbf{F}$ – сила, действующая на атом примеси в поле двойника. Нетрудно показать, что модуль скорости дрейфа атомов примеси определяется из соотношения

$$V = \frac{D}{kT}\sqrt{\left(\frac{\partial U}{\partial x}\right)^2 + \left(\frac{\partial U}{\partial y}\right)^2}\ . \tag{13}$$

Анализируя данное выражение, можно отметить, что частные производные по x и y от U равны нулю в точках максимального и минимального значений $U(x, y)$ [4]. В этих точках $V = 0$. Такие области наблюдаются на двойниковых границах, у вершины двойника и в областях максимальной и минимальной концентрации примесей в удалении от средней части двойника. Сопоставляя данные, представленные на рис. 2, 3, учитывая (13), можно сделать заключение, что в областях максимальной концентрации примеси у клиновидного двойника величина ее скорости стремится к нулю. Это связано с тем, что нормальные напряжения у клиновидного двойника распределены таким образом, что обеспечивают дрейф примеси к зонам ее локализации (рис. 2) и способствуют ее торможению в данных областях.

Таким образом, разработана макроскопическая дислокационная модель клиновидного двойника, на основании которой сделан расчет распределения у него примесей и потоков их миграции. Установлено, что примесь у клиновидного двойника локализуется не только на двойниковых границах, но и в области, удаленной (для двойника длиной 100 мкм, это удаление имеет порядок 10 мкм) от средней части двойника. Потоки миграции примеси таковы, что она мигрирует по концентрическим траекториям к границам двойника и к средней его части. Минимальная скорость дрейфа примеси наблюдается у границ двойника и в областях максимальной концентрации примеси.

Литература

1. Предводителев А. А., Тяпунина Н. А., Зиненкова Г. М., Бушуева Г. В. Физика кристаллов с дефектами. М., 1986.

2. Новиков И. И., Розин К. М. Кристаллография и дефекты кристаллической решетки. М., 1990.

3. Остриков О. М. // Физика металлов и металловедение. 2000. Т. 90, № 1. С. 91–95.

4. Корн Г., Корн Т. Справочник по математике. М., 1974.

O. M. OSTRIKOV

CALCULATION OF IMPURITY DISTRIBUTION AND ITS MIGRATION FLAWS AT WEDGE-SHAPED TWIN BASED ON MACROSCOPIC DISLOCATION MODEL

Summary

A dislocation model of the wedge twin is developed, on which basis of the distribution of an impurity and flows of migration of impurity is calculated.

УДК 538.24

О. М. ОСТРИКОВ

ОПРЕДЕЛЕНИЕ НА ОСНОВАНИИ МЕЗОСКОПИЧЕСКОЙ ДИСЛОКАЦИОННОЙ МОДЕЛИ РАВНОВЕСНЫХ ПАРАМЕТРОВ КЛИНОВИДНОГО ДВОЙНИКА ПРИ ОТСУТСТВИИ ВНЕШНИХ НАПРЯЖЕНИЙ

Гомельский государственный технический университет им. П. О. Сухого

(Поступила в редакцию 04.04.2007)

Определение равновесных параметров двойников является важной задачей, решение которой позволит прогнозировать развитие пластической деформации двойникованием при различных условиях деформирования двойникующихся материалов [1]. Величина напряжений, локализованных на двойниковых границах, зависит от плотности двойникующих дислокаций, которая в свою очередь определяется числом двойникующих дислокаций и расстоянием между ними [2–5]. Большая локализация напряжений на двойниковых границах приводит к образованию у них трещин, что способствует активизации процессов разрушения двойникующихся материалов [1]. Поэтому с практической точки зрения определение равновесной плотности двойникующих дислокаций и равновесного расстояния между ними при заданных внешних напряжениях и силах сопротивления развития двойника позволит определять оптимальные условия обработки материалов давлением, при которых будет исключено вредное влияние двойников. Это также позволит использовать свойство двойников улучшать механические характеристики материалов за счет создания резерва их пластичности.

Цель данной работы – определение с использованием мезоскопической дислокационной модели равновесного расстояния между двойникующими дислокациями на двойниковых границах на основе равновесного распределения сил, действующих на вершинную двойникующую дислокацию.

Представим клиновидный двойник состоящим из совокупности двойникующих дислокаций, представленных на рис. 1. Линии дислокаций расположены параллельно оси *OZ*, перпендикулярной плоскости рисунка. Двойникующие дислокации являются частичными дислокациями [1, 6], вектор Бюргерса (**b**) которых может быть разложен на краевую ($\mathbf{b}_{кр}$) и винтовую ($\mathbf{b}_{в}$) составляющие. Тогда, зная напряжения, которые в однородной изотропной среде создает единичная дислокация [6], на основании принципа суперпозиции компоненты тензора напряжений возникающих вокруг рассматриваемого скопления дислокаций (рис. 1) в общем виде могут быть представлены следующим образом:

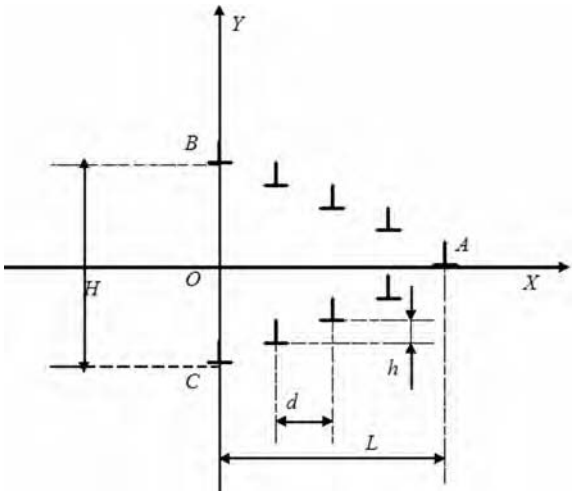


Рис. 1. Схематическое изображение клиновидного двойника в виде совокупности двойникующих дислокаций

$$\sigma_{ij}(x,y) = \sum_{n} \sigma_{ij}^{BA}(x - nd, y + nh) + \sum_{m} \sigma_{ij}^{CA}(x - md, y - mh), \quad (1)$$

где i и j принимают значения x, y или z; n и m – индексы суммирования; d и h – проекции соответственно на оси OX и OY отрезка, соединяющего

две соседние дислокации (рис. 1); $\sigma_{ij}^{BA}(x-nd, y+nh)$ и $\sigma_{ij}^{CA}(x-md, y-mh)$ – напряжения, создаваемые скоплениями дислокаций на границах *BA* и *CA* соответственно (рис. 1).

В случае двойника, представленного на рис. 1, соотношение (1) примет вид:

$$\sigma_{xx}(x,y) = -\frac{\mu b_{\text{кр}}}{2\pi(1-\nu)}\left\{\sum_{n=0}^{N}\frac{(y+nh)[3(x-nd-L)^2+(y+nh)^2]}{[(x-nd-L)^2+(y+nh)^2]^2} + \sum_{m=1}^{M}\frac{(y-mh)[3(x-md-L)^2+(y-mh)^2]}{[(x-md-L)^2+(y-mh)^2]^2}\right\},$$

$$\sigma_{yy}(x,y) = \frac{\mu b_{кр}}{2\pi(1-\nu)}\left\{\sum_{n=0}^{N}\frac{(y+nh)[(x-nd-L)^2-(y+nh)^2]}{[(x-nd-L)^2+(y+nh)^2]^2} + \sum_{m=1}^{M}\frac{(y-mh)[(x-md-L)^2-(y-mh)^2]}{[(x-md-L)^2+(y-mh)^2]^2}\right\},$$

$$\sigma_{xy}(x,y) = \frac{\mu b_{\text{кр}}}{2\pi(1-\nu)}\left\{\sum_{n=0}^{N}\frac{(x-nd-L)[(x-nd-L)^2-(y+nh)^2]}{[(x-nd-L)^2+(y+nh)^2]^2} + \sum_{m=1}^{M}\frac{(x-md-L)[(x-md-L)^2-(y-mh)^2]}{[(x-md-L)^2+(y-mh)^2]^2}\right\}, \quad (2)$$

$$\sigma_{zz}(x,y) = -\frac{\mu b_{\text{кр}}\nu}{2\pi(1-\nu)}\left\{\sum_{n=0}^{N}\frac{y+nh}{(x-nd-L)^2+(y+nh)^2} + \sum_{m=1}^{M}\frac{y-mh}{(x-md-L)^2+(y-mh)^2}\right\},$$

$$\sigma_{xz}(x,y) = -\frac{\mu b_{в}}{2\pi}\left\{\sum_{n=0}^{N}\frac{y+nh}{(x-nd-L)^2+(y+nh)^2} + \sum_{m=1}^{M}\frac{y-mh}{(x-md-L)^2+(y-mh)^2}\right\},$$

$$\sigma_{yz}(x,y) = \frac{\mu b_{в}}{2\pi}\left\{\sum_{n=0}^{N}\frac{x-nd}{(x-nd-L)^2+(y+nh)^2} + \sum_{m=1}^{M}\frac{x-md}{(x-md-L)^2+(y-mh)^2}\right\},$$

где σ_{xx}, σ_{yy}, σ_{zz} – нормальные, а σ_{xy}, σ_{xz}, σ_{yz} – скалывающие напряжения двойникующих дислокаций; *N* и *M* – число дислокаций на каждой из границ двойника.

Для ведения дальнейших расчетов необходимо знание напряжений в вершине клиновидного двойника при отсутствии в ней вершинной двойникующей дислокации. Для этого в (2) необходимо принять $x = L$, $y = 0$ и суммирование по *n* вести не от нуля, а от единицы. Тогда из (2) получим

$$\sigma_{xx}(L,0) = -\frac{\mu b_{\text{кр}}}{2\pi(1-\nu)}\left\{\sum_{n=1}^{N}\frac{nh[3(nd)^2+(nh)^2]}{[(nd)^2+(nh)^2]^2} - \sum_{m=1}^{M}\frac{mh[3(md)^2+(mh)^2]}{[(md)^2+(mh)^2]^2}\right\},$$

$$\sigma_{yy}(L,0) = \frac{\mu b_{\text{кр}}}{2\pi(1-\nu)}\left\{\sum_{n=1}^{N}\frac{nh[(nd)^2-(nh)^2]}{[(nd)^2+(nh)^2]^2} - \sum_{m=1}^{M}\frac{mh[(md)^2-(mh)^2]}{[(md)^2+(mh)^2]^2}\right\},$$

$$\sigma_{xy}(L,0) = \frac{\mu b_{\text{кр}}}{2\pi(1-\nu)}\left\{\sum_{n=1}^{N}\frac{nd[(nd)^2-(nh)^2]}{[(nd)^2+(nh)^2]^2} + \sum_{m=1}^{M}\frac{md[(md)^2-(mh)^2]}{[(md)^2+(mh)^2]^2}\right\}, \quad (3)$$

$$\sigma_{zz}(L,0) = -\frac{\mu b_{\text{кр}}\nu}{2\pi(1-\nu)}\left\{\sum_{n=1}^{N}\frac{nh}{(nd)^2+(nh)^2} - \sum_{m=1}^{M}\frac{mh}{(md)^2+(mh)^2}\right\},$$

$$\sigma_{xz}(L,0) = -\frac{\mu b_{в}}{2\pi}\left\{\sum_{n=1}^{N}\frac{nh}{(nd)^2+(nh)^2} - \sum_{m=1}^{M}\frac{mh}{(md)^2+(mh)^2}\right\},$$

$$\sigma_{yz}(L,0) = -\frac{\mu b_{в}}{2\pi}\left\{\sum_{n=1}^{N}\frac{nd}{(nd)^2+(nh)^2} + \sum_{m=1}^{M}\frac{md}{(md)^2+(mh)^2}\right\}.$$

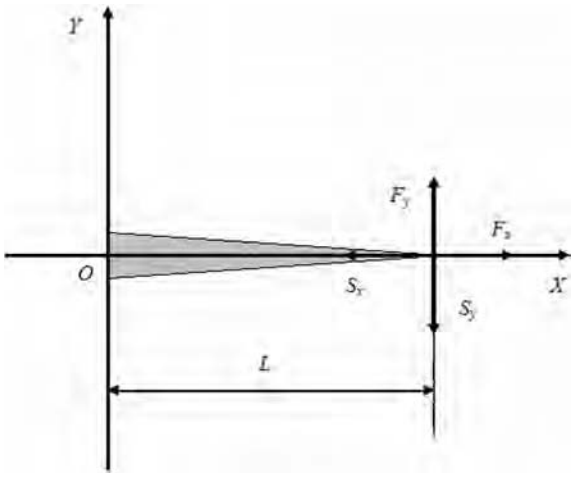


Рис. 2. Иллюстрация проекций сил, действующих на вершинную двойникующую дислокацию

Равновесные параметры заклинившегося клиновидного двойника будем находить исходя их условия равенства нулю сил, действующих на вершинную двойникующую дислокацию этого двойника. В случае отсутствия внешних сил, действующих на двойник, можно записать

$$\begin{cases} F_x - S_x = 0, \\ F_y - S_y = 0, \end{cases} \tag{4}$$

где S_x и S_y – проекции на оси OX и OY соответственно силы сопротивления движению вершинной двойникующей дислокации (рис. 2); F_x и F_y – проекции силы, действующей на дислокацию в вершине клиновидного двойника со стороны двойникующих дислокаций его границ, которые могут быть найдены следующим образом:

$$F_x = b_{\text{кр}}\sigma_{xx} + b_{\text{кр}}\sigma_{xy} + b_{в}\sigma_{xz}, \tag{5}$$

$$F_y = b_{\text{кр}}\sigma_{xy} + b_{\text{кр}}\sigma_{yy} + b_{в}\sigma_{yz}. \tag{6}$$

В данных соотношениях компоненты тензора напряжений берутся из (3).

В настоящей работе рассмотрим случай, когда число двойникующих дислокаций на каждой двойниковой границе одинаково. Это значит, что $N = M$ и индекс суммирования m в (3) может быть заменен на индекс n. Тогда формула (4) примет следующий вид:

$$\frac{\mu b_{\text{кр}}^2}{\pi(1-\nu)}\sum_{n=1}^{N}\frac{nd[(nd)^2-(nh)^2]}{[(nd)^2+(nh)^2]^2} - S_x = 0, \tag{7}$$

$$\frac{\mu b_{\text{кр}}^2}{\pi(1-\nu)}\sum_{n=1}^{N}\frac{nd[(nd)^2-(nh)^2]}{[(nd)^2+(nh)^2]^2} - \frac{\mu b_{в}^2}{\pi}\sum_{n=1}^{N}\frac{nd}{(nd)^2+(nh)^2} - S_y = 0. \tag{8}$$

Введем параметр α, связывающий d и h следующим образом:

$$d = 2\alpha h. \tag{9}$$

Используя операции элементарной геометрии, нетрудно показать, что параметр α определяется как

$$\alpha = \frac{L}{H}, \tag{10}$$

где L – длина двойника, H – его ширина у устья (рис. 1). Тогда

$$S_x = \frac{1}{h}A\sum_{n=1}^{N}\frac{1}{n}, \tag{11}$$

$$S_y = \frac{1}{h}B\sum_{n=1}^{N}\frac{1}{n}, \tag{12}$$

где

$$A = \frac{\mu b_{\text{кр}}^2}{\pi(1-\nu)}\frac{2\alpha\left(4\alpha^2-1\right)}{\left(4\alpha^2+1\right)^2}, \tag{13}$$

$$B = \frac{\mu}{\pi}\frac{2\alpha}{4\alpha^2+1}\left[\frac{b_{\text{кр}}^2}{1-\nu}\frac{4\alpha^2-1}{4\alpha^2+1} - b_{в}^2\right]. \tag{14}$$

Полная сила сопротивления, действующая на вершинную двойникующую дислокацию, находится из соотношения

$$S = \sqrt{S_x^2 + S_y^2}. \tag{15}$$

Подставляя в формулу (15) выражения (11) и (12) с учетом (13) и (14), получаем

$$S = \frac{1}{h}\sqrt{A^2 + B^2}\sum_{n=1}^{N}\frac{1}{n}. \tag{16}$$

Результаты расчета S в зависимости от L при разных значениях H при подстановке (10) в формулы (13) и (14) представлены на рис. 3. При этом принималось $h = a$ (здесь a – межатомное расстояние). Расчеты велись для железа, a = 0,25 нм; μ = 81 ГПа; ν = 0,29; $b_в = b_{кр}$ = 0,124 нм [7]. Количество дислокаций на двойниковой границе определяли по формуле

$$N = \frac{H}{2a}. \tag{17}$$

Из рис. 3 видно, что с ростом длины клиновидного двойника уменьшается сила сопротивления, действующая на вершинную дислокацию и обеспечивающая баланс сил заклинившего двойника. Это указывает на то, что увеличение расстояния между двойникующими дислокациями уменьшает уровень напряжений у вершины клиновидного двойника и требует меньшего сопротивления развитию двойника при формировании его равновесных геометрических параметров. При увеличении ширины двойника растет сила S. Это обусловлено тем, что число двойникующих дислокаций на двойниковой границе с шириной двойника у устья связано соотношением (17), согласно которому N растет с ростом H, что в свою очередь приводит к увеличению напряжений у двойниковых границ и росту сил, действующих на вершинную двойникующую дислокацию. Поэтому для обеспечения неподвижности двойника растет и сила S, компенсирующая взаимодействие вершинной двойникующей дислокации с дислокациями двойниковых границ.

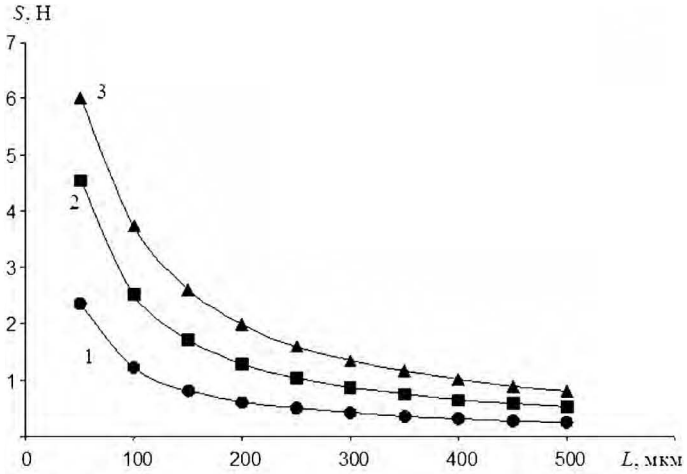


Рис. 3. Зависимость модуля силы сопротивления, действующей на вершинную двойникующую дислокацию, от длины клиновидного двойника при следующих значениях ширины двойника у устья: 10 мкм (*1*), 20 (*2*), 30 мкм (*3*)

Равновесное расстояние между двойникующими дислокациями может быть найдено из соотношения

$$R = \sqrt{d^2 + h^2} = h\sqrt{4\alpha^2 + 1}. \tag{18}$$

Здесь h находится из формулы (16). В результате получим

$$R = \frac{1}{S}\sqrt{4\alpha^2 + 1}\sqrt{A^2 + B^2}\sum_{n=1}^{N}\frac{1}{n}. \tag{19}$$

Результаты расчетов представлены на рис. 4. С ростом длины двойника при фиксированной его ширине у устья расстояние между двойникующими дислокациями увеличивается. Скорость роста параметра R при длинах двойника, меньших 100 мкм, выше, чем при более высоких значениях L. Это указывает на то, что для роста двойников при $L > 100$ мкм необходимо участие процесса генерации двойникующих дислокаций, проявляющегося в росте ширины двойника у устья.

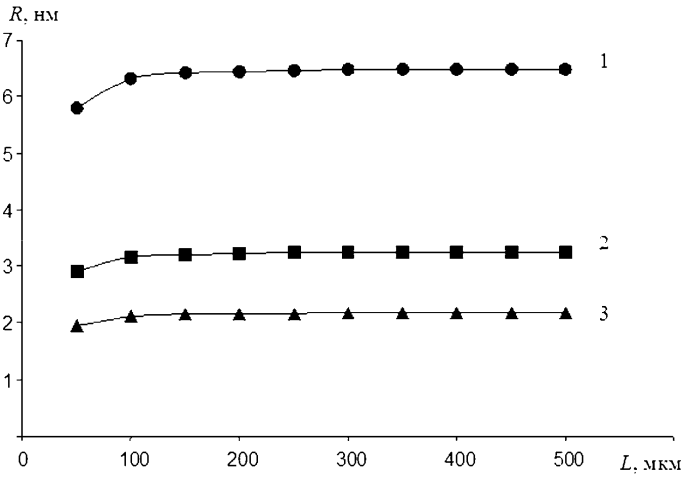


Рис. 4. Зависимость расстояния между двойникующими дислокациями на границах клиновидного двойника от его длины при следующих значениях силы S, действующей на вершинную двойникациями растет.

С ростом силы сопротивления развитию двойника расстояние между двойникующими дислокациями уменьшается. Это связано с тем, что для достижения равновесного состояния при высоких значениях S необходимо повышение плотности двойникующих дислокаций на двойниковых границах.

Таким образом, на основании мезоскопической дислокационной модели двойника получены соотношения для расчета сил сопротивления развитию клиновидного двойника и величины равновесного расстояния между двойникующими дислокациями. Установлено, что с ростом длины двойника сила сопротивления, действующая на вершинную дислокацию клиновидного двойника, убывает, а расстояние между двойникующими дисло-

Литература

1. К л а с с е н-Н е к л ю д о в а М. В. Механическое двойникование кристаллов. М., 1960.
2. К о с е в и ч А. М., Б о й к о В. С. // Успехи физических наук. 1971. Т. 104, № 2. С. 101–255.
3. О с т р и к о в О. М. // Изв. РАН. Механика твердого тела. 2004. № 2. С. 104–113.
4. О с т р и к о в О. М. // Прикладная механика и техническая физика. 2002. Т. 43, №4. С. 180–182.
5. О с т р и к о в О. М. // Вестн. ГГТУ им. П. О. Сухого. 2006. № 2. С. 10–18.
6. Х и р т Дж., Л о т е И. Теория дислокаций. М., 1972.
7. Н о в и к о в И. И., Р о з и н К. М. Кристаллография и дефекты кристаллической решетки. М., 1990.

O. M. OSTRIKOV

THE DETERMINATION OF EQUILIBRIUM PARAMETERS OF WEDGE-SHAPED TWIN AT ABSENCE OF EXTERNAL STRESSES BASED ON MESOSCOPIC DISLOCATION MODEL

Summary

It is established on the base of the mesoscopic dislocation twin model, that with a twin length growth, the resistance force which acts on the vertex dislocation of the wedge-shaped twin, decreases, and the distance between twining dislocations increases.

ЭНЕРГЕТИКА, ТЕПЛО- И МАССООБМЕН

УДК 662.763+518.5

В. Л. ГАНЖА, А. В. ГОРБУНОВ, С. Г. ГОРОШЕВИЧ,
С. М. КАСЬКОВА, С. И. ШАБУНЯ

ОПРЕДЕЛЕНИЕ РАВНОВЕСНОГО СОСТАВА СИНТЕЗ-ГАЗА, ПОЛУЧАЕМОГО ПРИ ПАРОВОДЯНОЙ ГАЗИФИКАЦИИ ДРЕВЕСНОГО УГЛЯ

Институт тепло- и массообмена им. А. В. Лыкова НАН Беларуси

(Поступила в редакцию 26.06.2008)

В последнее время в связи с непрерывным ростом цен на органические топлива (в частности, природный газ) возрос интерес к биотопливам, в том числе к газам, получаемым из них путем газификации или пиролиза. При этом существенным недостатком образующихся в процессе газификации газов (в первую очередь, из древесины) является наличие в них различного рода смолистых веществ, затрудняющих дальнейшее использование, например в газопоршневых когенерационных установках, весьма популярных в мире в последние годы [1]. Одним из возможных способов получения более чистых газов, практически лишенных нежелательных смол и масел, является пароводяная газификация древесного угля. При этом состав получаемого газа зависит как от качества исходного сырья (древесного угля), так и от условий (в первую очередь, от температуры) осуществления процесса газификации.

Поэтому интерес представляет задача расчета равновесного состава как теоретически возможного при максимальном приближении к заданным термодинамически равновесным условиям, изучение отклонения от которого в реальных продуктах газификации представляет аналитическую и практическую ценность, поскольку позволяет оптимизировать условия протекания реакций, совершенствовать конструкцию газогенератора и более достоверно понять протекающие в нем процессы.

В данном аналитическом исследовании исходными условиями, определяющими постановку задачи, а также подходы к ее решению, приняты следующие.

Древесный уголь – твердый пористый высокоуглеродистый продукт, образующийся при нагревании древесины без доступа или при незначительном доступе воздуха в печах и ретортах, – имеет следующее процентное соотношение по массе основных элементов: C – 80; H – 4,8; O – 12,6; N – 1. При этом высокомолекулярная угольная структура состоит из ароматических, гидроароматических, гетероциклических и алифатических фрагментов, различных функциональных групп [2]. Он обладает высокой реакционной способностью, при повышенных температурах вступает в реакцию с водяным паром по восстановительному механизму по следующим наиболее вероятным реакционным направлениям [3, 4]:

$$C + H_2O = CO + H_2 - 132{,}57 \text{ МДж/кмоль (углерода)}, \quad (1)$$

$$C + 2H_2O = CO_2 + 2H_2 - 89{,}5 \text{ МДж/кмоль (углерода)}. \quad (2)$$

В этом случае образующийся газ содержит два горючих компонента: оксид углерода и водород. В газовой фазе могут протекать и другие реакции. Так, возможна реакция между оксидом углерода и водяным паром:

$$CO + H_2O = CO_2 + H_2 + 43{,}1 \text{ МДж/кмоль}. \quad (3)$$

При взаимодействии CO и H_2 может образоваться метан

$$CO + 3H_2 = CH_4 + H_2O + 203{,}7\ \text{МДж/кмоль}, \quad (4)$$

который в условиях процесса подвергается термическому распаду

$$CH_4 = C + 2H_2 - 71{,}1\ \text{МДж/кмоль}. \quad (5)$$

В настоящее время большинство исследователей полагают, что реакция окисления углерода водяным паром осуществляется через разрыв алифатических цепочек [5], которыми связаны конденсированные ароматические структуры макромолекул древесного угля (рис. 1, [2]), и образование и разрушение углерод-кислородных соединений.

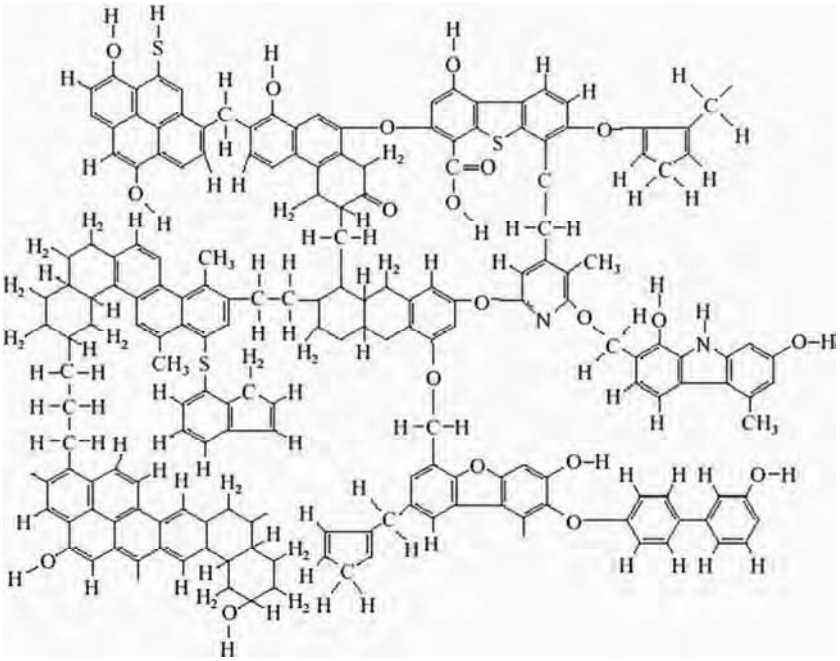


Рис. 1 Фрагмент гипотетической химической структуры угля

Модельную формулу (брутто-формулу) древесного угля можно представить в виде

$$6(C_{24}H_{12}) + 5(CH_2O_2) + 3C_3H_8O_2 + 3(C_7H_6O) + 2(HCS) + 4C_{12}H_8O_2 + 2(C_4H_6O_4 + C_{13}H_9N). \quad (6)$$

Полная система кинетических уравнений может содержать более сотни химических реакций, приводящих к образованию продуктов газификации, основной ряд которых приведен ниже.

Процесс десорбции исходных продуктов $k = 2{,}0\text{x}10^{11}\ e^{-191.2\ [\text{кДж/моль}]/RT}\ [\text{с}^{-1}]$,

I. Разложение муравьиной кислоты CH_2OO:

1. $H_2O + CH_2OO \rightarrow HOCH_2OOH$, $k = 8{,}2\text{x}10^{-18}$, $\text{см}^3/(\text{моль}\cdot\text{с})$,
2. $(H_2O)2 + CH_2OO \rightarrow H_2O + HOCH_2OOH$, $k = 2{,}6\text{x}10^{-12}\ [\text{см}^3/\text{моль}\cdot\text{с}]$,
3. $CH_2OO \rightarrow CO + H_2O$, $k = 6{,}0\text{x}10^{4}\ [\text{с}^{-1}]$,
4. $HCOOH \rightarrow CO + H_2O$, $k = 2{,}51\text{x}10^{5}\ [\text{с}^{-1}]\ e^{-119\ [\text{кДж/моль}]/RT}$,
5. $M + HCOOH \rightarrow M + CO + H_2O$, $k = 3{,}47\text{x}10^{-10}\ [\text{см}^3/\text{моль с}]\ e^{-169\ [\text{кДж/моль}]/RT}$,
6. $HCOOH \rightarrow CO_2 + H_2$, $k = 2{,}95\text{x}10^{9}\ [\text{с}^{-1}]\ e^{-203\ [\pm 6.0\ \text{кДж/моль}]/RT}$.

II. Разложение HC=S:

$O_2 + HC{=}S \rightarrow CS + HO_2$.

III. Разложение (CH3)2CHOOH

1. $(CH3)2CHOOH \rightarrow \cdot OH + i\text{-}C3H7O$, $k = 1{,}58\text{x}10^{15}\ [\text{с}^{-1}]\ e^{-167\ [\pm 3.35\ \text{кДж/моль}]/RT}$,
   1.1 $i\text{-}C_3H_7O \rightarrow CH_2O + \cdot C_2H_5$, $k = 5{,}89\text{x}10^{13}\ [\text{с}^{-1}]\ e^{-58.10\ [\text{кДж/моль}]/RT}$,
      1.1.1 $CH_2O \rightarrow CO + H_2$, $k = 1{,}51\text{x}10^{14}\ [\text{с}^{-1}]\ e^{-423\ [\text{кДж/моль}]/RT}$,
      1.1.2 $CH_2O \rightarrow CO + H_2$, $k = 3{,}49\text{x}10^{-9}\ [\text{см}^3/\text{моль с}]\ e^{-146\ [\text{кДж/моль}]/RT}$,

IV. Разложение CH_3COOCH_2COOH

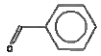
1. $CH_3COOCH_2COOH \rightarrow CH_2O + CH_3C(O)OH + CO$,

$k = 1{,}07\text{x}10^{12}\,[\pm 7{,}0\text{x}10^{11}\ c^{-1}]\ e^{-171\,[\pm 3{,}20\ кДж/моль]/RT}$,

1.1 $CH_3C(O)OH \rightarrow H_2C{=}C{=}O + H_2O$,

$k = 5{,}5\text{x}10^{-12}\ [см^3/моль\ с]\ e^{-164\,[\pm 8{,}314\ кДж/моль]/RT}$,

1.1.1 $H_2C{=}C{=}O \rightarrow CO + \cdot CH_2$, $k = 5{,}98\text{x}10^{-9}\ [см^3/моль\ с]\ e^{-248\ [кДж/моль]/RT}$.

V. Разложение бензальдегида  :

1. $C_7H_6O \rightarrow$ бензоил-радикал + H, $k = 3{,}98\text{x}10^{15}\ [c^{-1}]\ e^{-350\ [кДж/моль]/RT}$.

1.1 Бензоил-радикал $(C_7H_5O^+) \rightarrow CO$ + фенил-радикал  $(C_5H_5O^+)$,

$k = 3{,}98\text{x}10^{15}\ [c^{-1}]\ e^{-350\ [кДж/моль]/RT}$,

1.1.1 Фенил-радикал $\rightarrow$ бензил-радикал + H,

$k = 6{,}34\text{x}10^{22}\ [c^{-1}]\ (T/298\ K)^{-7.72}\ e^{-386\ [кДж/моль]/RT}$,

1.1.1.1 Бензил-радикал $\rightarrow C_2H_2 + HC{\equiv}CC{\equiv}CH$,

$k = 3{,}23\text{x}10^{8}\ [c^{-1}]\ e^{-219\ [кДж/моль]/RT}$.

VI. Разложение $C_{12}H_8O_2$:

$C_{12}H_8O_2 \rightarrow 2C_6H_4 + O_2$, $k = 3{,}0\text{x}10^{11}\ [c^{-1}]\ e^{-256\ [кДж/моль]/RT}$.

VII. Разложение CH_3COOCH_2COOH

1. $CH_3COOCH_2COOH \rightarrow CH_2O + CH_3C(O)OH + CO$,

$k = 1{,}07\text{x}10^{12}\,[\pm 7{,}0\text{x}10^{11}\ c^{-1}]\ e^{-171\,[\pm 3{,}20\ кДж/моль]/RT}$,

2. $CH_3OCOCOOCH_3 \rightarrow CH_3C(O)O + CH_3C(O)O$,

$k = 1{,}8\text{x}10^{14}\ [c^{-1}]\ e^{-123\ [кДж/моль]/RT}$.

Термодинамические расчеты позволяют определить равновесные составы газов в зависимости от температуры и давления газификации.

Равновесное состояние реагирующих систем, как и равновесие инертных систем, характеризуется минимумом энергии Гиббса при определенных значениях давления P и температуры T [6].

Энергия Гиббса смеси представляется как функция $G = G(T, P, N_1, N_2, ..., N_m)$ температуры, давления и числа молей компонентов смеси. Нахождение минимума сводится к требованию равенства нулю дифференциала

$$dG = \left(\frac{\partial G}{\partial T}\right)_{P,N} dT + \left(\frac{\partial G}{\partial P}\right)_{T,N} dP + \sum_j^m \left(\frac{\partial G}{\partial N}\right)_{P,T,N_{i,i\neq j}} dN_j = 0\,, \qquad (7)$$

где $\mu_j = \left(\frac{\partial G}{\partial N_j}\right)_{T,P,N_{j,i\neq j}}$ – химический потенциал j-го компонента. Для смеси идеальных газов энергия Гиббса j-го компонента имеет вид

$$G_j = U_j + PV_j - TS_j = H_j - TS = H^o_{f,j} + (H_j - H^o_j) - T\left[S^o_j - R\ln\left(\frac{P_j}{P^o}\right)\right] = H^o_{f,j} + (H_j - H^o_j) - TS^o_j + RT\ln\left(\frac{P_j}{P^o}\right). \qquad (8)$$

Здесь $H^o_{f,j}$ – энтальпия образования j-го компонента при 298 К, H_j – энтальпия j-го компонента при данной температуре T, H^o_j – энтальпия j-го компонента при 298 К, S^o_j – энтропия j-го компонента при 298 К и давлении 1 атм, R – универсальная газовая постоянная, P_j – парциальное давление j-го компонента и $P^o = 1$ атм.

Определив G_j^* через известные термодинамические данные компонентов $G_j^* = H_{f,j}^o + \left(H_j - H_j^o\right) - TS_j^o$, можно выразить натуральные логарифмы через неизвестные молярные концентрации:

$$\ln\left(\frac{P_j}{P^o}\right) = \ln\left(\frac{P_j P}{PP^o}\right) = \ln\left(\frac{N_j P}{NP^o}\right) = \ln N_j - \ln N + \ln\left(\frac{P}{P^o}\right), \tag{9}$$

$$G_j = G_j^* + RT\left[\ln N_j - \ln N + \ln\left(\frac{P}{P^o}\right)\right] \tag{10}$$

и условие (7) примет следующий вид:

$$dG = \sum_{j=1}^{m} dG_j dN_j = \sum_{j=1}^{m}\left[G_j^* + RT\ln N_j - RT\ln N + RT\ln\left(\frac{P}{P^o}\right)\right]dN_j = 0, \tag{11}$$

где N_j – число молей *j*-го компонента в состоянии равновесия и $N = \sum_{j=1}^{m} N_j$ – полное число молей.

Для решения системы типа (10) обычно применяется метод множителей Лагранжа [7]. Общее число отдельных атомов, присутствующих в реагирующей смеси, должно сохраняться. Определив совокупность атомов *i*-го сорта как

$$\sum_{j}^{m} n_{i,j} N_j = p_i,\ i = 1, ..., a,\ N_j \geq 0, \tag{12}$$

где $n_{i,j}$ – число атомов *i*-го типа в *j*-м компоненте идеального газа, *a* – число отдельных атомов в системе и p_i – общее число атомов *i*-го типа в системе, можно записать уравнение сохранения числа частиц и функцию Лагранжа в виде

$$\phi_i = \phi_i\left(N_1, N_2, ..., N_m\right) = \sum_{j=1}^{m} n_{i,j} N_j - p_i = 0,\ L\left(\vec{N}, \vec{\lambda}\right) = G\left(\vec{N}\right) + \sum_{i=1}^{a} \lambda_j \phi_j.$$

Окончательное уравнение для нахождения равновесных концентраций будет следующим:

$$\nabla L\left(\overrightarrow{N}, \overrightarrow{\lambda}\right) = \sum_{j}^{m}\left(\frac{\partial G}{\partial N_j}\right)_{P,T,N_{i\neq j}} dN_j + \sum_{i=1}^{a}\lambda_i \sum_{j=1}^{m}\frac{\partial \phi_i}{\partial N_j} dN_j = \left[G_1 + \lambda_1\frac{\partial \phi_1}{\partial N_1} + \lambda_2\frac{\partial \phi_2}{\partial N_1} + ... + \lambda_a\frac{\partial \phi_a}{\partial N_1}\right]dN_1 +$$
$$\left[G_2 + \lambda_1\frac{\partial \phi_1}{\partial N_2} + \lambda_2\frac{\partial \phi_2}{\partial N_2} + ... + \lambda_a\frac{\partial \phi_a}{\partial N_2}\right]dN_2 + ... + \left[G_m + \lambda_1\frac{\partial \phi_1}{\partial N_m} + \lambda_2\frac{\partial \phi_2}{\partial N_m} + ... + \lambda_a\frac{\partial \phi_a}{\partial N_m}\right]dN_m = 0. \tag{13}$$

Из формулы (12) следует равенство нулю всех выражений в квадратных скобках, т. е.

$$G_j + \sum_{i=1}^{a}\lambda_i\frac{\partial \phi_i}{\partial N_j} = 0. \tag{14}$$

Принимая во внимание, что

$$\lambda_i\frac{\partial \phi_i}{\partial N_j} = \lambda_i n_{i,j}, \tag{15}$$

получается система из *m* уравнений для каждого *j*-го компонента смеси

$$G_j + \sum_{i=1}^{a}\lambda_i n_{i,j} = 0 \tag{16}$$

и из a уравнений для каждого i-го элемента

$$\sum_{j=1}^{m} n_{i,j} N_j - p_i = 0. \tag{17}$$

Имеется еще одно дополнительное условие, определяющее общее число молей, присутствующих в смеси:

$$\sum_{j}^{m} N_j - N = 0. \tag{18}$$

Уравнения (15)–(17) составляют систему из (m + a + 1) уравнений с (a + m + 1) неизвестными, для решения которой используется итерационный метод Ньютона–Рафсона [8].

Пусть для j-го компонента смеси

$$f_j = f_j\left(\vec{x}\right) = f_j\left(x_1, x_2, ..., x_n\right) = G_j + \sum_{i=1}^{a} \lambda_i n_{i,j} = 0. \tag{19}$$

Учитывая (10), получаем обезразмеренное уравнение

$$f_j = \frac{G_j^*}{RT} + \ln N_j - \ln N + \ln\left(\frac{P}{P^o}\right) + \sum_{i-1}^{a} \frac{\lambda_i n_{i,j}}{RT} = 0. \tag{20}$$

Обозначив $x_1 = \ln N_j$, $x_2 = \ln N$, $x_3 = -\frac{\lambda_1}{RT}$, $x_4 = -\frac{\lambda_2}{RT}$,..., $x_{a+2} = -\frac{\lambda_a}{RT}$, можно получить систему из m уравнений для каждого j-го компонента смеси

$$\sum_{i=1}^{n} \frac{\partial f}{\partial x_i} = -f(\vec{x}) \Rightarrow \delta \ln N_j - \delta \ln N + \sum_{j=1}^{a} n_{i,j} \frac{\lambda_j}{RT} = -\frac{G_j}{RT} - \sum_{j=1}^{a} \frac{\lambda_j n_{i,j}}{RT}. \tag{21}$$

Для набора атомов

$$f_i = f_i(\vec{x}) = f_i(x_1, x_2, ..., x_n) = \sum_{j=1}^{m} n_{i,j} N_j - p_i = \sum_{j=1}^{m} n_{i,j} \exp\left(\ln N_j\right) - p_i = 0. \tag{22}$$

В результате условие (17) принимает вид

$$\sum_{j=1}^{m} n_{i,j} N_j \delta \ln N_j = p_i - \sum_{j=1}^{m} n_{i,j} N_j. \tag{23}$$

Для полного числа молей компонентов смеси

$$f = f\left(\vec{x}\right) = f\left(x_1, x_2, ,...x_n\right) = \sum_{j=1}^{m} \exp\left(\ln N_j\right) - \exp\left(\ln N\right) = 0,$$

где

$$\frac{\partial f}{\partial x_j} = \frac{\partial f_i}{\partial (\ln N_j)} = N_j, \quad \frac{\partial f}{\partial (\ln N)} = -N,$$

$$\sum_{i=1}^{n} \frac{\partial f}{\partial x_i} = -f(\bar{x}) \Rightarrow \sum_{j=1}^{m} N_j \delta \ln N_j - N \delta \ln N = \exp(\ln N) - \sum_{j=1}^{m} \exp(\ln N_j) = N - \sum_{j=1}^{m} N_j. \tag{24}$$

В матричном виде уравнения (21)–(24) записываются таким образом:

$$\begin{bmatrix} 1 & 0 & \dots & 0 & -n_{1,1} & -n_{2,1} & \dots & -n_{a,1} & -1 \\ 0 & 1 & \dots & 0 & -n_{1,2} & -n_{2,2} & \dots & -n_{a,2} & -1 \\ \vdots & & & & & & & & \vdots \\ 0 & 0 & \dots & 1 & -n_{1,m} & -n_{2,m} & \dots & -n_{a,m} & -1 \\ n_{1,1}N_1 & n_{1,2}N_2 & \dots & n_{1,m}N_m & 0 & 0 & \dots & 0 & 0 \\ n_{2,1}N_1 & n_{2,2}N_2 & \dots & n_{2,m}N_m & 0 & 0 & \dots & 0 & 0 \\ \vdots & & & & & & & & \vdots \\ n_{a,1}N_1 & n_{a,2}N_2 & \dots & n_{a,m}N_m & 0 & 0 & \dots & 0 & 0 \\ N_1 & N_2 & \dots & N_m & 0 & 0 & \dots & 0 & -N \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \delta \ln N_1 \\ \delta \ln N_2 \\ \vdots \\ \delta \ln N_{m1} \\ -\frac{\lambda_1}{RT} \\ -\frac{\lambda_2}{RT} \\ \vdots \\ -\frac{\lambda_a}{RT} \\ \delta \ln N \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} -\frac{G_1}{RT} - \sum_{i=1}^{a} \frac{\lambda_i n_{i,1}}{RT} \\ -\frac{G_2}{RT} - \sum_{i=1}^{a} \frac{\lambda_i n_{i,2}}{RT} \\ \vdots \\ -\frac{G_m}{RT} - \sum_{i=1}^{a} \frac{\lambda_i n_{i,m}}{RT} \\ p_1 - \sum_{j=1}^{a} n_{1,j} N_j \\ p_2 - \sum_{j=1}^{a} n_{2,j} N_j \\ \vdots \\ p_a - \sum_{j=1}^{m} n_{a,j} N_j \\ N \end{bmatrix}$$

Представлена полная система уравнений, включающая в себя все искомые неизвестные.

В произведенных расчетах определялся компонентный состав системы в диапазоне 273–2000 К. В графическом виде результаты расчетов представлены на рис. 2.

Обращает на себя внимание отсутствие в продуктах газификации высокоуглеродистых образований (смол), что весьма благоприятно для использования получаемого газа в газопоршневых установках. Основными горючими компонентами синтез-газа являются метан, водород, диоксид углерода и монооксид углерода, объемные концентрации которых меняются в зависимости от условий (в частности, от температуры). При низких температурах (500 К) в газовой фазе главным компонентом является метан. С ростом температуры до 1300–1500 К его равновесная концентрация уменьшается на два-три порядка. Равновесные концентрации таких горючих компонентов, как водород и монооксид углерода увеличиваются на несколько порядков с ростом температуры до 1000 К и достигают максимальных значений при температурах 1100–1200 К.

Исследован и другой, несколько упрощенный подход, основанный на следующих предположениях:

1. Основная первичная реакция – реакция между парами воды и углеродом древесного угля (1).

2. Вторичные реакции – реакции взаимодействия продуктов реакции (1) с твердым топливом и газовой средой.

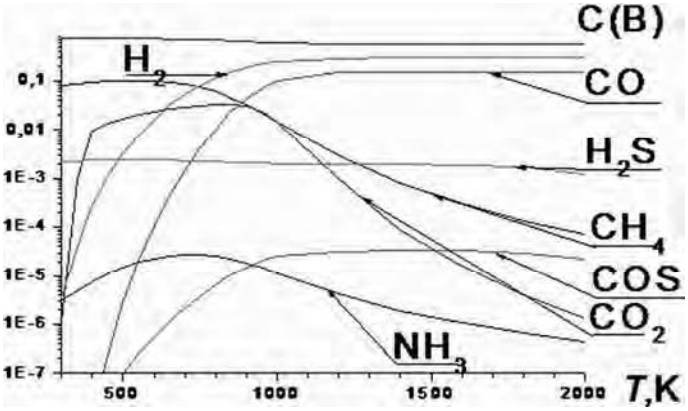


Рис. 2 Температурная зависимость равновесного состава системы древесный уголь – водяной пар (в логарифмическом масштабе). Соотношение пар/углерод близко к 1

Результаты моделирования в программе EQUIL, разработанной в Институте тепло- и массообмена им. А. В. Лыкова на базе программы CHEMKIN 4.0, приведены на рис. 3.

При анализе результатов моделирования отмечается совпадение характера изменения равновесных концентраций основных компонентов с изменением равновесной температуры (рис. 2, 3). Для случая, когда соотношение $\gamma = \nu(H_2O)/\nu(C) = 1$, в синтез-газе с ростом температуры отношение концентраций водорода и монооксида углерода приближается к 1, что подтверждает преимущественное проте-

кание реакций типа (1). При более низких температурах равновесный состав меняется в сторону уменьшения концентрации водорода и монооксида углерода при увеличении количества углекислого газа и метана.

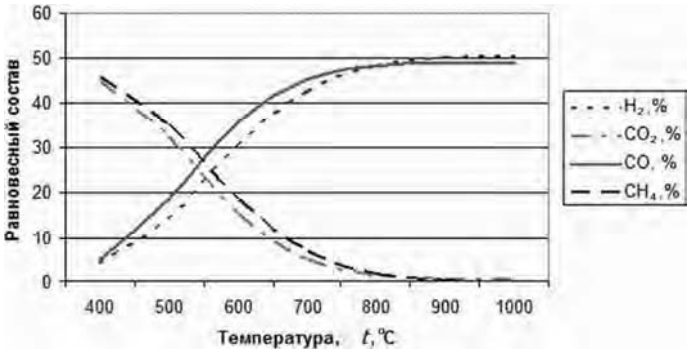


Рис. 3. Зависимость равновесного состава сухого синтез-газа от температуры при мольном соотношении пар/углерод = 1

Интерес представляют случаи, когда $\gamma > 1$. На рис. 4, *а*, *б*, *в* представлена модельная зависимость равновесного состава сухого синтез-газа, получаемого в результате взаимодействия водяного пара и древесного угля. При больших значениях γ (порядка 200) при любых температурах в синтез-газе превалируют два компонента – водород и диоксид углерода с соотношением объемных концентраций ≈ 2:1, т. е. происходят реакции типа (2).

Знание равновесного состава позволяет на подготовительном этапе выбрать оптимальные режимы работы газогенератора с точки зрения состава производимого синтез-газа. Однако на практике равновесие при заданном режиме может оказаться недостижимым или достижимым по истечении бесконечно длинного промежутка времени, так что реальный конечный состав продуктов газификации может в определенной мере отличаться от расчетного.

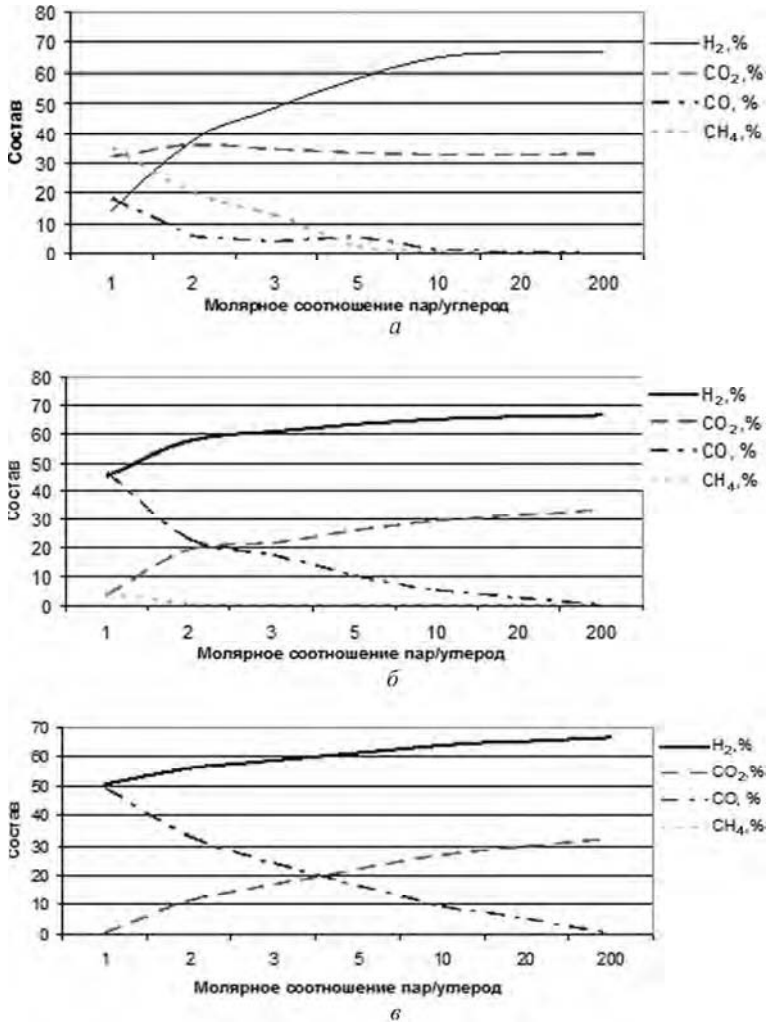


Рис. 4 Зависимость равновесного состава сухого синтез-газа от молярного соотношения пар/углерод: *а*, *б*, *в* – для температур 773, 1023, 1273 К

Таким образом, в результате проведенного аналитического исследования:

1) апробированы модели определения термодинамически равновесного состава синтез-газа, полученного в результате пароводяной газификации древесного угля;

2) показано, что при температурах свыше 500 ºС объемное содержание водорода может превышать 60% для определенных молярных соотношений водяной пар/углерод топлива (чем выше температура, тем ниже величина);

3) подтверждено, что пароводяная газификация древесного угля позволяет получать газ, лишенный смолистых веществ и масел, – вывод, имеющий важное практическое значение для использования данной технологии в газопоршневых когенерационных установках.

Литература

1. Г а н ж а В. Л. Основы эффективносго использования энергоресурсов. Мн., 2007.
2. П о к о н о в а Ю. В. Нефть и нефтепродукты: Справочник. СПб., 2003.
3. К а л е ч и ц И. В. Химические вещества из угля: Пер. с нем. М., 1980.
4. Т о к а р е в Г. Г. Газогенераторные автомобили. М., 1955.
5. Ф а л ь б е Ю. М. Химические вещества из угля. М., 1984.
6. З е н и н Г. С., П р и в а л о в а Т. А., П е н к и н а Н. В. Физическая химия. Ч. 1. Физическая термодинамика: Текст лекций. СПб, 2001.
7. З о р и ч В. А. Математический анализ. Часть 1: изд. 2-е, исп. и доп. М, 1997.
8. А о к и М. Введение в методы оптимизации: Основы и приложения нелинейного программирования. М., 1977.

V. L. GANZHA, A. V. GORBUNOV, S. G. GOROSHEVICH, S. M. KAS'KOVA, S. I. SHABUNYA

DETERMINATION OF EQUILIBRIUM COMPOSITION OF SYNTHESIZED GAS, OBTAINED AT STEAM-WATER GASIFICATION OF A CHARCOAL

Summary

Recently due to a steady increase in the prices of organic fuels (e.g. natural gas) an interest in biofuels, including the gases derived from them by gasification or pyrolysis has increased. The essential shortcoming formed in the gasification process gases (primarily from wood) is the presence of various kinds of resinous substances, impeding further use of them, for instance in gas turbine cogeneration plants, which are very popular in the world in recent years.

One possible way to get cleaner gases devoided of unwanted tars and oils is steam gasification of charcoal. The composition of that gases depends on the quality of raw materials (charcoal), and on the conditions (primarily temperature) of the process of gasification.

Therefore, there is an interest in the problem of calculating the equilibrium composition as theoretically possible in extreme oncoming to a given thermodynamic equilibrium conditions, deviations from which in the real products of gasification are of analytical and practical value because it allows to optimize the conditions of the reactions, to improve the design of gasifier and understand more accurately the processes occurring there.

УДК 678.067

М. М. РЕВЯКО, С. К. ПРОТАСОВ, Е. З. ХРОЛ

ТЕПЛОПЕРЕДАЧА В ПРОЦЕССЕ РОТАЦИОННОГО ФОРМОВАНИЯ

Белорусский государственный технологический университет

(Поступила в редакцию 02.05.2008)

При изготовлении полых изделий из гранул, порошков или паст (пластизолей) термопластичных полимерных материалов применяют метод ротационного формования. Данный метод используется для получения крупногабаритных емкостей, баков, резервуаров, которые применяются в сфере хранения и транспортировки жидкостей (топливо, вода, химические реагенты), коммунально-бытовом хозяйстве, машиностроении.

Процесс формования осуществляется в две стадии – спекание и охлаждение. При спекании материал засыпается в форму в виде дозы порошка вне печи, и форма закрывается крышкой. Рычаг, на котором закреплена форма, начинает вращаться, вращая вместе с тем и саму форму с материалом. Рычаг вводится в камеру спекания, продолжая при этом вращение вокруг двух осей (этим достигается равномерность распределения полимера внутри формы). За счет теплопередачи через металлическую стенку слой полимерного материала нагревается до температуры плавления, а затем начинает сплавляться, образуя на внутренней поверхности формы тонкую пленку. В это время основная масса материала находится в порошкообразном состоянии и свободно перемещается при вращении формы. Постепенно за счет отдачи тепла от греющего агента материал сплавляется, вследствие чего толщина стенки изделия увеличивается. За счет высокой вязкости полимера, а также вращения формы относительно двух осей материал равномерно распределяется внутри формы, образуя слой равной толщины.

Стадия охлаждения начинается после извлечения рычага из печи. Вращение рычага продолжается, и отдача тепла происходит вначале за счет конвекции, а затем за счет нагрева и испарения распыляемой на форму влаги [1].

Одной из основных характеристик процесса является время формования. Рассмотрим более детально стадию спекания и произведем расчет времени τ, необходимого для формования стенки изделия заданной толщины δ.

Приведем схему процесса передачи тепла при ротационном формовании (рис. 1). Сделаем следующие допущения:

материал, форма и воздух внутри формы поступают в камеру спекания при температуре 20 ºС;

поверхность теплопередачи и теплоотдачи равна внутренней поверхности формы;

значения температуры греющего агента $t_{гр}$ и температуры полимерного материала $t_м$ внутри формы в каждый момент времени во всех точках объема одинаковы;

теплотой, затраченной на подогрев воздуха внутри формы, пренебрегаем.

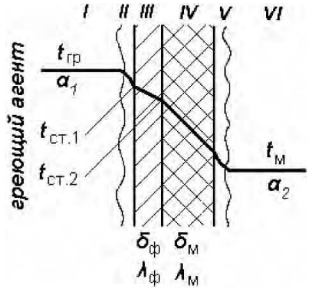


Рис. 1. Схема теплопередачи: *I* – воздух (внешняя среда, топочные газы); *II* – пристенный пограничный слой; *III* – металлическая стенка формы; *IV*– слой полимера; *V* – пристенный пограничный слой; *VI* – воздух (внутренняя среда формы). α_1 – коэффициент теплоотдачи со стороны греющего агента, Вт/(м^2·град); α_2 – коэффициент теплоотдачи со стороны воздуха во внутренней полости формы, Вт/(м^2·град); $\delta_ф$, $\delta_м$ – толщина стенки формы и слоя материала соответственно, м; $\lambda_ф$, $\lambda_м$ – коэффициенты теплопроводности материала стенки формы (алюминий) и полимерного материала соответственно, $\lambda_ф$ = 203,5 Вт/(м·К), $\lambda_м$ = 0,17 Вт/(м·К); $t_{гр}$, $t_{ст.1}$, $t_{ст.2}$, $t_м$ – температуры греющего агента, внешней поверхности формы, внутренней поверхности формы и слоя полимерного материала соответственно, град

Система внутри печи замкнутая и все тепло, передаваемое полимерному материалу, идет на его плавление и спекание. Количество теплоты, переносимое через стенку формы и слой материала, может быть рассчитано по уравнению теплопередачи

$$dQ = KF\Delta t_{\text{ср}} d\tau, \tag{1}$$

где K – коэффициент теплопередачи, Вт/(м^2·град); F – площадь поверхности теплопередачи, м^2; $\Delta t_{\text{ср}}$ – средняя разность температур, град; $d\tau$ – элементарно малый промежуток времени, с. Коэффициент теплопередачи определяет общее термическое сопротивление системы. Его можно определить из уравнения

$$K = \frac{1}{\sum r_i} = \frac{1}{1/\alpha_1 + \delta_{\text{ф}}/\lambda_{\text{ф}} + \delta_{\text{м}}/\lambda_{\text{м}} + 1/\alpha_2}, \tag{2}$$

где r – термическое сопротивление теплопередаче.

Средняя движущая сила (средняя разность температур) определяется из зависимости

$$\Delta t_{\text{ср}} = \frac{\Delta t_{\text{н}} - \Delta t_{\text{к}}}{\ln \dfrac{\Delta t_{\text{н}}}{\Delta t_{\text{к}}}}, \tag{3}$$

где $\Delta t_{\text{н}} = t_{\text{гр}} - t_{\text{мн}}$; $\Delta t_{\text{к}} = t_{\text{гр}} - t_{\text{мк}}$; $t_{\text{мн}}$, $t_{\text{мк}}$ – начальная и конечная температуры материала, град.

Это же количество теплоты dQ можно выразить из уравнения теплового баланса

$$dQ = C_{\text{м}} m dt_{\text{м}}, \tag{4}$$

где $C_{\text{м}}$ – теплоемкость полимера, $C_{\text{м}}$ = 1,70 кДж/(кг·К), m – масса слоя полимера, кг, $dt_{\text{м}}$ – изменение температуры материала, град.

Масса слоя полимера определяется из зависимости

$$m = V_{\text{м}}\rho_{\text{м}}, \tag{5}$$

где $V_{\text{м}}$ – объем полимерного материала, м^3, $\rho_{\text{м}}$ – плотность полимера, кг/м^3, для полиэтилена $\rho_{\text{м}}$ = 900 кг/м^3. При этом объем полимера можно определить из зависимости [2]

$$V_{\text{м}} = F\delta_{\text{м}}, \tag{6}$$

где F – площадь внутренней поверхности формы, F = 2,25 м^2; $\delta_{\text{м}}$ – толщина слоя материала (толщина стенки отформованного изделия), м. Подставляя выражение (6) в выражение (5), массу полимерного материала можно выразить как

$$m = F\delta_{\text{м}}\rho_{\text{м}}. \tag{7}$$

Подставив выражение (6) в выражение (4), получим

$$dQ = C_{\text{м}} F \delta_{\text{м}} \rho_{\text{м}} dt_{\text{м}}. \tag{8}$$

Приравнивая правые части уравнений (1) и (8), выразим $d\tau$:

$$d\tau = \frac{C_{\text{м}}\delta_{\text{м}}\rho_{\text{м}}}{K\Delta t_{\text{ср}}} dt_{\text{м}}. \tag{9}$$

Проинтегрировав левую часть в пределах от 0 до τ, а правую – от $t_{\text{мн}}$ до $t_{\text{мк}}$, получим формулу для определения времени формования:

$$\tau = \frac{C_{\text{м}}\delta_{\text{м}}\rho_{\text{м}}\left(t_{\text{мн}} - t_{\text{мк}}\right)}{K\Delta t_{\text{ср}}}. \tag{10}$$

В действительности значение коэффициента теплопередачи не постоянно, оно меняется с течением времени. Сложность расчета процесса по уравнению (10) состоит в том, что слой материала на поверхности формы постоянно увеличивается ($\delta_м \neq$ const), а, следовательно, растет и общее термическое сопротивление и, как следствие, уменьшается коэффициент теплопередачи ($K \neq$ const).

Примем значение коэффициента теплопередачи постоянным и равным среднему значению. Для этого рассчитаем коэффициент K в начале и в конце процесса, когда толщина слоя δ равна 0 и 0,01 м соответственно, а затем рассчитаем его среднее значение:

$$K_{нач} = \frac{1}{1/30 + 0,005/203,5 + 0/0,17 + 1/15} = \frac{1}{0,1} = 10,$$

$$K_{кон} = \frac{1}{1/30 + 0,005/203,5 + 0,01/0,17 + 1/15} = \frac{1}{0,159} = 6,2,$$

$$K_{ср} = \frac{10 + 6,2}{2} = 8,1.$$

Учитывая, что $t_{мн}$ = 20 ºС, $t_{мк}$ = 120 ºС, $t_{гр}$ = 280 ºС, рассчитаем среднюю разность температур (движущую силу процесса), а затем вычислим время формования изделия из полиэтилена толщиной 10 мм:

$$\Delta t_{ср} = \frac{(280-20)-(280-120)}{\ln\frac{(280-20)}{(280-120)}} = 206 \text{ град},$$

$$\tau = \frac{1700 \text{ Дж}/(\text{кг}\cdot\text{град})\, 900 \text{ кг}/\text{м}^3 \cdot 0,01 \text{ м}\,(120-20) \text{ град}}{8,1 \text{ Вт}/(\text{м}^2\cdot\text{град})\, 206 \text{ град}} = 916,9 \text{ с} = 15,28 \text{ мин}.$$

На практике формование изделия с толщиной стенки 10 мм занимает 15 мин. Отклонение рассчитанной величины составляет 1,9%, что для большинства инженерных расчетов является приемлемым.

Зависимость (10) является приближенной, так как она не учитывает изменение коэффициента теплопередачи и температуры материала в течение формования. Получение аналитическим способом зависимости, которая бы учитывала эти изменения, является весьма затруднительным. Для решения этой задачи в данной работе производится расчет времени формования численным методом с использованием ЭВМ и пакета *MatLab*. При этом для расчета используются те же зависимости (1) и (8). Результаты решения задачи, аналогичной поставленной ранее, представлены в виде графических зависимостей (рис. 2).

Из приведенных зависимостей видно, что с течением времени количество теплоты, переносимое через слой полимера, значительно сокращается, тем самым замедляя процесс формования. Время, необходимое для формования изделия толщиной 10 мм, рассчитанное данным способом, составляет 13,5 мин, что на 10% отличается от величины, используемой на практике.

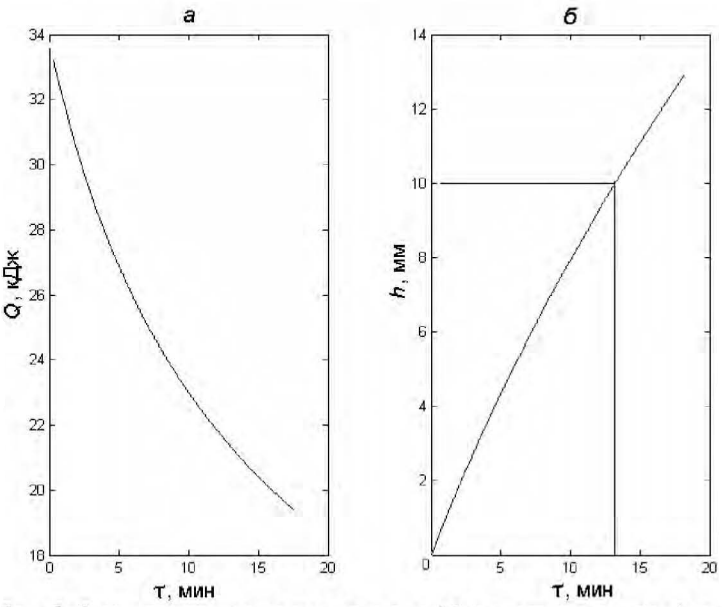


Рис. 2. Зависимость переносимого тепла (*а*) и толщины стенки формуемого изделия (*б*) от времени при ротационном формовании: τ – время; Q – количество теплоты; h – толщина стенки изделия

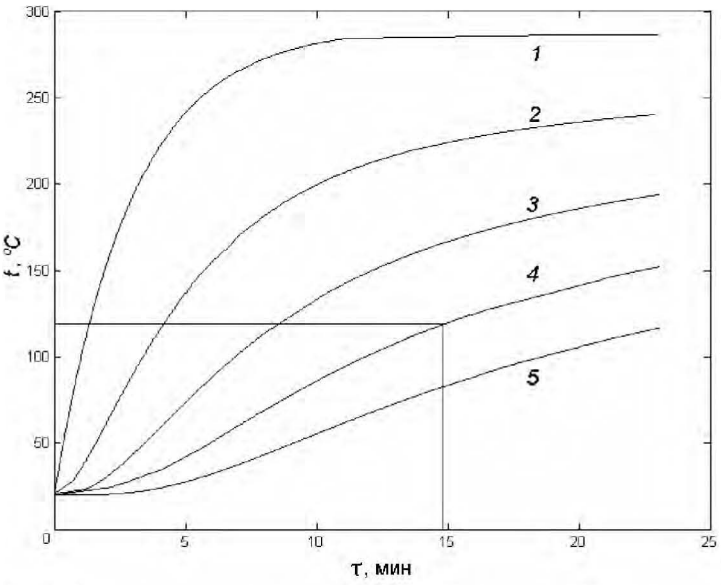


Рис. 3. Результаты расчета методом сеток с применением ЭВМ (τ – время; *t* – температура): *1* – поверхность формы; *2* – внутренняя поверхность формы; *3* – слой *d* = 5 мм; *4* – слой *d* = 10 мм; *5* – слой *d* = 20 мм

Существует и другой способ решения поставленной задачи. Для систем такого типа применимо дифференциальное уравнение теплопроводности (при отсутствии внутренних источников тепла) [3]

$$\frac{\partial T}{\partial \tau} = a\left(\frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial z^2}\right), \quad (11)$$

где a – коэффициент температуропроводности.

Форма находится в постоянном вращении, поэтому тепло передается только в одном направлении – перпендикулярно поверхности формы и внутрь нее. Уравнение (11) можно представить в виде

$$\frac{\partial T}{\partial \tau} = a\frac{\partial^2 T}{\partial x^2}. \quad (12)$$

Принимая во внимание начальные условия, данное уравнение наиболее просто решается с применением приближенного численного метода сеток на ЭВМ с использованием пакета *MatLab* (рис. 3).

Рассчитанное таким образом время формования составило 14,5 мин. Отклонение рассчитанной величины от используемой на практике составляет

$$\Delta = \frac{15 - 14{,}5}{15} 100\% = 3{,}33\%.$$

Таким образом, в инженерных расчетах в большинстве случаев применение приближенного уравнения (10) для определения времени формования является оптимальным, так как решение его не представляет сложности, а результат с высокой точностью соответствует значению, используемому на практике.

Литература

1. Тадмор З., Гогос К. Теоретические основы переработки полимеров. М., 1984.

2. Пантелеев А. П., Шевцов Ю. М., Горячев И. А. Справочник по проектированию оснастки для переработки пластмасс. М., 1986.

3. Леонтьев А. И. Теория тепломассообмена / Под ред. А. И. Леонтьева. М., 1979.

M. M. REVYAKO, S. K. PROTASOV, E. Z. KHROL

HEAT TRANSFER AT ROTATIONAL MOLDING

Summary

Calculation of product formation time for the rotational molding method with the use of various methods is presented. Comparison of the used methods on accuracy and labour inputs is made on the basis of settlement and skilled data.

ИНФОРМАЦИОННЫЕ ТЕХНОЛОГИИ И СИСТЕМЫ

УДК 621.391.25

А. А БОРИСКЕВИЧ, В. Ю. ЦВЕТКОВ

МЕТОД ВЕЙВЛЕТ-ПРЕОБРАЗОВАНИЯ С ИЕРАРХИЧЕСКОЙ АДАПТАЦИЕЙ К РАЗМЕРУ СИГНАЛА

Белорусский государственный университет информатики и радиоэлектроники

(Поступила в редакцию 22.05.2009)

Введение. Повышение эффективности обработки информации является актуальной задачей для многих приложений. Увеличение производительности аппаратно-программных средств позволяет решить эту проблему, как показывает практика, лишь частично. В настоящее время одним из путей повышения эффективности обработки мультимедийных данных является применение методов, основанных на многомасштабном их представлении. Многомасштабное представление – это иерархическая структура, первый уровень которой содержит информацию, достаточную для грубого (с низким разрешением) воспроизведения мультимедийных данных [1]. При добавлении информации каждого последующего уровня степень детализации постепенно увеличивается, пока мультимедийные данные не будут восстановлены полностью с максимальным разрешением. Алгоритмы обработки многомасштабных представлений, основанные на вейвлет-преобразовании, достаточно просты и эффективны в реализации.

Современное диадное вейвлет-преобразование обладает важными свойствами, которые отсутствуют у других преобразований: большое множество базисных вейвлет-функций с различным соотношением частотного и временного разрешения, компактность энергии, одновременная локальная пространственная и масштабная взаимосвязь больших/малых значений вейвлет-коэффициентов [1–6]. Эффективность аппаратно-программной реализации дискретного вейвлет-преобразования ограничена требованиями к числу дискретов исходного сигнала, которое должно быть равно 2^{Dn}, где D – размерность сигнала, а n – натуральное число. Это обусловлено использованием итеративного двоичного масштабирования результата вейвлет-преобразования и обеспечивает равенство числа вейвлет-коэффициентов числу дискретов исходного сигнала. Если число дискретов исходного сигнала не равно 2^{Dn}, используется, как правило, доопределение сигнала за его границами (нулями, симметрично, периодически и пр.). Это приводит к увеличению числа вейвлет-коэффициентов, снижению эффективности вейвлет-преобразования и ухудшению характеристик вейвлет-сжатия. В этой связи актуальной задачей является повышение степени адаптации вейвлет-преобразования к размеру обрабатываемого сигнала.

Цель работы – разработка нового метода вейвлет-преобразования с адаптацией к размеру сигнала для улучшения характеристик вейвлет-сжатия (снижения битовой скорости, повышения качества восстановления и уменьшения вычислительной сложности).

Дискретное вейвлет-преобразование (ДВП). Для исходного сигнала $\vec{x} = \left(x(0),...,x(n),...,x(N-1)\right)$ длиной $N = 2^J$ временных отсчетов, где J – положительное целое или разрешение сигнала $\vec{x}$, одномерное ДВП вычисляется с помощью иерархического алгоритма Mallat [1], который использует взаимосвязь между коэффициентами ДВП соседних масштабов и операцией линейной фильтрации. Таким образом, при представлении ДВП в понятиях банка фильтров, определяемого как множества субполосных фильтров, коэффициенты преобразования (аппроксимационные $s_j(k)$ и детализирующие $d_j(k)$ коэффициенты при разрешении 2^j) на текущем масштабе j

$(1 \le j \le J)$ вычисляются на основе аппроксимационных $s_{j-1}(k)$ коэффициентов предыдущего масштаба $j-1$ с использованием соотношений

$$s_j(k) = \varphi\left(h_\varphi, s_{j-1}(k)\right) = \sum_{l=-\lfloor L/2 \rfloor}^{\lfloor L/2 \rfloor} h_\varphi(l)\, s_{j-1}\left((2k+l) \bmod N_{j-1}\right), \tag{1}$$

$$d_j(k) = \psi\left(h_\psi, s_{j-1}(k)\right) = \sum_{l=-\lfloor L/2 \rfloor}^{\lfloor L/2 \rfloor} h_\psi(l)\, s_{j-1}\left((2k+l) \bmod N_{j-1}\right), \tag{2}$$

где $\varphi(\cdot)$ и $\psi(\cdot)$ – функции линейной свертки сигнала аппроксимационных коэффициентов и конечных импульсных характеристик низкочастотного скейлинг-фильтра h_φ и высокочастотного вейвлет-фильтра h_ψ длиной $(L+1)$; $J = \log_2 N$ – максимально возможное количество уровней разложения исходного сигнала $\vec{x}$; $s_0(k) = x(k)$; $k = \overline{0, 2^{J-j}-1} = 0, \ldots, N_j - 1$; $N_j = N/2^j$ – число аппроксимационных или детализирующих коэффициентов на масштабе j; $\bmod N_{j-1}$ – операция по модулю N_j для учета границ сигнала конечной длины, $\lfloor \cdot \rfloor$ – операция округления с недостатком.

На рис. 1 представлены особенности структуры стандартного одномерного быстрого вейвлет-преобразования без адаптации.

Для двухканального биортогонального банка фильтра, обеспечивающего восстановление исходного сигнала и состоящего из $\left\{h_\varphi, \tilde{h}_\varphi, h_\psi, \tilde{h}_\psi\right\}$, взаимосвязь между двумя низкочастотными биортогональными фильтрами h_φ и $\tilde{h}_\varphi$ и двумя высокочастотными биортогональными фильтрами h_ψ и $\tilde{h}_\psi$ имеет вид

$$h_\psi(l) = (-1)^l \tilde{h}_\varphi(l), \tag{3}$$

$$\tilde{h}_\psi(l) = -(-1)^l h_\varphi(l), \tag{4}$$

где $\left\{h_\varphi, h_\psi\right\}$ и $\left\{\tilde{h}_\varphi, \tilde{h}_\psi\right\}$ – пары биортогональных фильтров для декомпозиции (анализа) и восстановления (синтеза) сигналов соответственно.

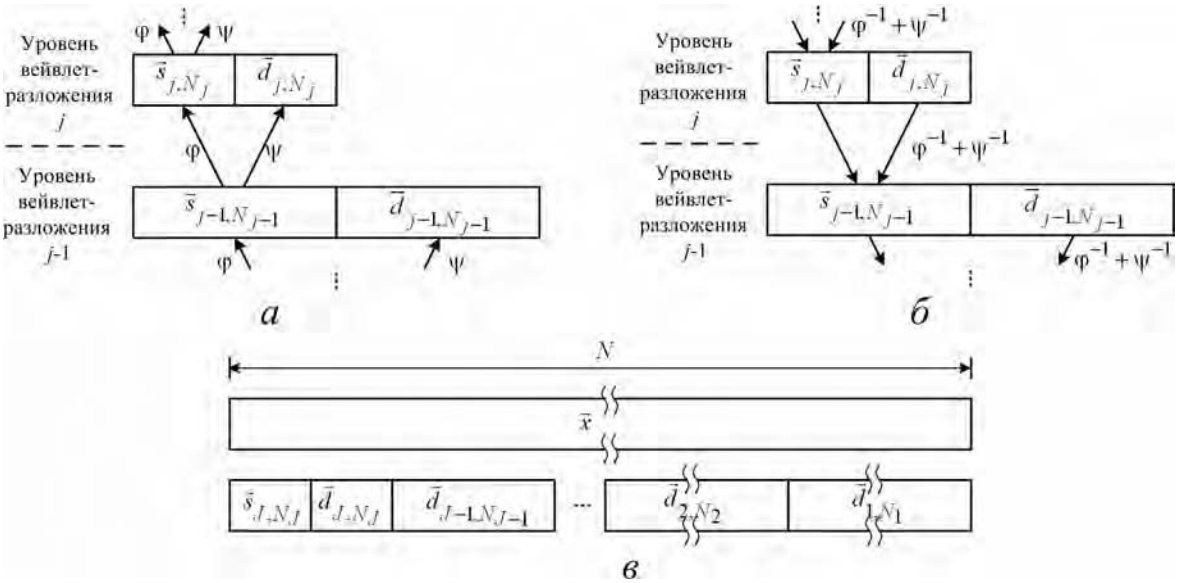


Рис. 1. Структура стандартного одномерного быстрого вейвлет-преобразования без адаптации: *а* – быстрое вейвлет-преобразование; *б* – обратное быстрое вейвлет преобразование; *в* – последовательность аппроксимационных и детализирующих коэффициентов

Кроме того, в этом случае справедливы следующие биортогональные соотношения:

$$\sum_l h_\varphi(l) = \sum_l \tilde{h}_\varphi(l) = \sqrt{2},$$
$$\sum_l h_\psi(l) = \sum_l \tilde{h}_\psi(l) = 0,$$
$$\sum_l h_\varphi(l)\tilde{h}_\varphi(l+2k) = \delta_{k0},$$
$$\sum_l h_\psi(l)\tilde{h}_\psi(l+2k) = \delta_{k0},$$
$$\sum_l \tilde{h}_\varphi(l) h_\psi(l+2k) = 0,$$
$$\sum_l h_\varphi(l)\tilde{h}_\psi(l+2k) = 0,$$

где $2k$ – сдвиг на четное число точек; $\delta_{k0} = \begin{cases} 1 & \text{при} \quad k = 0, \\ 0 & \text{при} \quad k \neq 0 \end{cases}$ – символ Кронекера или функция двух целых переменных.

Обратное рациональное вейвлет-преобразование (рис. 1, *б*) представляется с помощью следующего рекуррентного выражения:

$$\vec{s}_{j-1,N_{j-1}} = \varphi^{-1}\left(\tilde{h}_\varphi, \vec{s}_{j,N_j}\right) + \psi^{-1}\left(\tilde{h}_\psi, \vec{d}_{j,N_j}\right), \tag{5}$$

где $\varphi^{-1}(\cdot)$ и $\psi^{-1}(\cdot)$ – функции линейной свертки сигналов аппроксимационных и детализирующих коэффициентов и конечных импульсных характеристик низкочастотного $\tilde{h}_\varphi$ и высокочастотного $\tilde{h}_\psi$ фильтров соответственно.

Прямое и обратное целочисленные лифтинговые вейвлет-преобразования [5, 6] для одного уровня разложения имеют следующий вид:

$$\begin{cases} a_0(k) = s_{j-1}(2k), \; b_0(k) = s_{j-1}(2k+1), \\ b_i(k) = b_{i-1}(k) - \left\lfloor \sum_l p_i(l)\, a_{i-1}(k-l) + \frac{1}{2} \right\rfloor, \\ a_i(k) = a_{i-1}(k) + \left\lfloor \sum_l u_i(l)\, b_i(k-l) + \frac{1}{2} \right\rfloor, \\ s_j(k) = a_I(k)/K, \quad d_j(k) = K b_I(k), \end{cases} \tag{6}$$

$$\begin{cases} a_I(k) = K s_j(k), \quad b_I(k) = d_j(k)/K, \\ a_{i-1}(k) = a_i(k) - \left\lfloor \sum_l u_i(l)\, b_i(k-l) + \frac{1}{2} \right\rfloor, \\ b_{i-1}(k) = b_i(k) + \left\lfloor \sum_l p_i(l)\, a_{i-1}(k-l) + \frac{1}{2} \right\rfloor, \\ s_{j-1}(2k) = a_0(k), \qquad s_{j-1}(2k+1) = b_0(k), \end{cases} \tag{7}$$

где $p_i(l)$ и $u_i(l)$ – коэффициенты предсказания $b_{i-1}(k)$ и уточнения $a_{i-1}(k)$ по ближайшим соседним коэффициентам на i-м лифтинг-шаге соответственно; $a_i(k)$ и $b_i(k)$ – аппроксимирующие и детализирующие коэффициенты вейвлет-преобразования на i-м лифтинг-шаге соответственно, $i = \overline{1, I}$; I – количество лифтинг-шагов для используемой вейвлет-функции; K – масштабирующий коэффициент.

Вейвлет-преобразование двухмерных сигналов (изображений) осуществляется как последовательность одномерных преобразований над строками и столбцами изображения.

Рациональное вейвлет-преобразование с иерархической адаптацией к размеру сигнала. Для обработки сигналов с произвольной длиной N предлагается метод рационального ДВП с адаптацией к числу дискретов сигнала на каждом уровне.

Прямое рациональное вейвлет-преобразование с иерархической адаптацией к размеру выборки дискретов сигнала представляется с помощью следующих рекуррентных выражений:

$$\begin{cases} \begin{cases} \vec{s}_{j,N_j} = \varphi\left(h_\varphi,\ \vec{s}_{j-1,N_{j-1}}\right) & \text{при четном } N_{j-1}, \\ \vec{s}_{j,N_j} = \varphi\left(h_\varphi,\ \vec{\tilde{s}}_{j-1,\left(N_{j-1}+1\right)}\right) & \text{при нечетном } N_{j-1}, \end{cases} \\ \begin{cases} \vec{d}_{j,N_j} = \psi\left(h_\psi,\ \vec{s}_{j-1,N_{j-1}}\right) & \text{при четном } N_{j-1}, \\ \vec{d}_{j,N_j} = \psi\left(h_\psi,\ \vec{\tilde{s}}_{j-1,\left(N_{j-1}+1\right)}\right) & \text{при нечетном } N_{j-1}, \end{cases} \end{cases} \tag{8}$$

где $\tilde{s}_{j-1}(k) = \begin{cases} s_{j-1}(k) & \text{при} \quad 0 \le k < N_{j-1}, \\ s_{j-1}(k-q) & \text{при} \quad k = N_{j-1} \end{cases}$ – значения k-го элемента вектора $\vec{\tilde{s}}_{j-1,\left(N_{j-1}+1\right)} = \left(\tilde{s}_{j-1}(0),...,\tilde{s}_{j-1}(k),...,\tilde{s}_{j-1}\left(N_{j-1}\right)\right)$ на $(j-1)$-м уровне, связанные со значениями элементов вектора $\vec{s}_{j-1,N_{j-1}} = \left(s_{j-1}(0),...,s_{j-1}(k),...,s_{j-1}\left(N_{j-1}-1\right)\right)$; $\tilde{s}_{j-1}\left(N_{j-1}\right) = \tilde{s}_{j-1}\left(N_{j-1}-q\right)$ – выравнивающий вейвлет-коэффициент; q – параметр, учитывающий граничные артефакты; $N_{j-1}/2$ – число аппроксимационных коэффициентов $s_j(k)$ на j-м уровне разрешения; $N_j = \begin{cases} N_{j-1}/2 & \text{при четном } N_{j-1}, \\ \left(N_{j-1}+1\right)/2 & \text{при нечетном } N_{j-1} \end{cases}$ – число аппроксимационных коэффициентов на j-м уровне разрешения; $N_0 = N$.

В результате прямого вейвлет-преобразования с иерархической адаптацией к размеру сигнала формируется последовательность аппроксимационных и детализирующих коэффициентов с незначительным расширением $\sum_{j=1}^{J} N_j \ge N$, причем $\sum_{j=1}^{J} N_j - N < J$ (рис. 2).

Обратное рациональное вейвлет-преобразование с иерархической адаптацией к размеру выборки дискретов сигнала (рис. 2, *б*) представляется с помощью следующего рекуррентного выражения:

$$\vec{s}_{j-1,N_{j-1}} = \varphi^{-1}\left(\tilde{h}_\varphi, \vec{s}_{j,N_j}\right) + \psi^{-1}\left(\tilde{h}_\psi, \vec{d}_{j,N_j}\right) \tag{9}$$

при

$$\begin{cases} N_{j-1} = 2N_j & \text{при} \quad A_j = 0, \\ N_{j-1} = 2N_j - 1 & \text{при} \quad A_j = 1, \end{cases}$$

где $A_j = \begin{cases} 0 & \text{при} \quad \text{четном } N_{j-1}, \\ 1 & \text{при} \quad \text{нечетном } N_{j-1} \end{cases}$ – индикатор кратности 2 (значение элемента вектора выравнивания размера низкочастотного поддиапазона $(j-1)$-го уровня) на j-м уровне разрешения.

Из рис. 2 видно, что последовательность аппроксимационных и детализирующих коэффициентов может включать в себя дополнительные выравнивающие вейвлет-коэффициенты, наличие или отсутствие которых определяется двоичными (0 – нет выравнивания, 1 – есть выравнивание) значениями компонентов вектора выравнивания $\vec{A} = (A_J,...,A_j,...,A_1)$. Последний автоматически строится в декодере по значениям N и J.

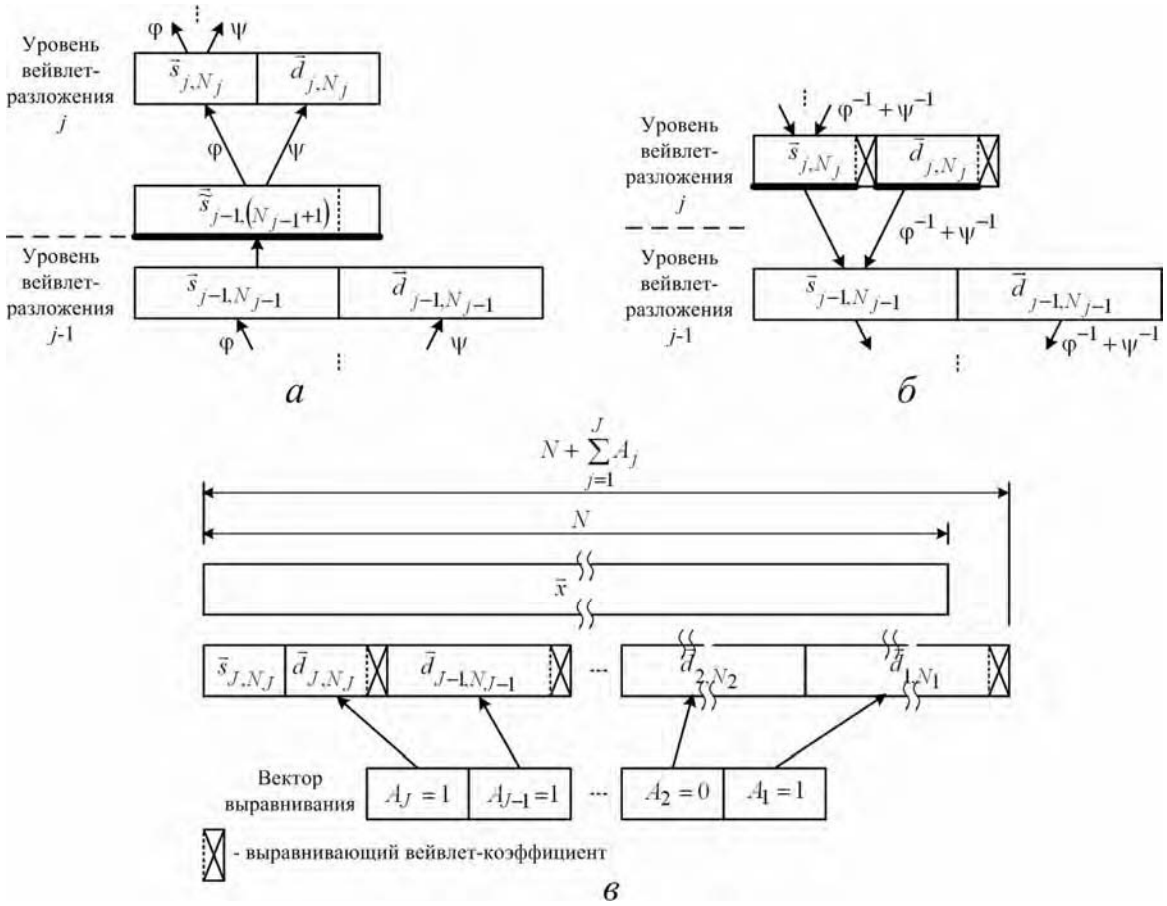


Рис. 2. Структура одномерного быстрого вейвлет-преобразования с адаптацией: *а* – быстрое вейвлет-преобразование с адаптацией; *б* – обратное быстрое вейвлет преобразование с адаптацией; *в* – результат адаптивного рационального вейвлет-преобразования (последовательность аппроксимационных и детализирующих коэффициентов с выравнивающими вейвлет-коэффициентами)

Целочисленное вейвлет-преобразование с иерархической адаптацией к размеру сигнала. Для сжатия без потерь сигналов с произвольной длиной N предлагается метод целочисленного ДВП с адаптацией к числу дискретов сигнала на каждом уровне.

Прямое целочисленное вейвлет-преобразование с иерархической адаптацией к размеру выборки дискретов сигнала представляется с помощью следующих рекуррентных выражений:

$$\begin{cases} \begin{cases} \vec{s}_{j,N_j} = \varphi_I\left(\vec{s}_{j-1,N_{j-1}}, \vec{d}_{j,N_j}\right) & \text{при четном } N_{j-1}, \\ \vec{s}_{j,N_j} = \varphi_I\left(\tilde{\vec{s}}_{j-1,N_{j-1}}, \vec{d}_{j,N_j}\right) & \text{при нечетном } N_{j-1}, \end{cases} \\ \begin{cases} \vec{d}_{j,N_j} = \psi_I\left(\vec{s}_{j-1,N_{j-1}}\right) & \text{при четном } N_{j-1}, \\ \vec{d}_{j,N_j} = \psi_I\left(\tilde{\vec{s}}_{j-1,N_{j-1}}\right) & \text{при нечетном } N_{j-1}, \end{cases} \end{cases} \tag{10}$$

где φ_I и ψ_I – целочисленные лифтинговые вейвлет-преобразования для вычисления аппроксимационных и детализирующих коэффициентов.

Обратное целочисленное вейвлет-преобразование с иерархической адаптацией к размеру выборки дискретов сигнала представляется с помощью следующего рекуррентного выражения:

$$\vec{s}_{j-1,N_{j-1}} = \begin{cases} \varphi_I^{-1}\left(\vec{s}_{j,N_j}, \vec{d}_{j,N_j}\right) & \text{при четных коэффициентах } \vec{s}_{j-1,N_{j-1}}, \\ \psi_I^{-1}\left(\vec{s}_{j-1,N_{j-1}}, \vec{d}_{j,N_j}\right) & \text{при нечетных коэффициентах } \vec{s}_{j-1,N_{j-1}} \end{cases} \tag{11}$$



Рис. 3. Тестовое изображение Town

для $\begin{cases} N_{j-1} = 2N_j & \text{при} \quad A(j) = 0, \\ N_{j-1} = 2N_j - 1 & \text{при} \quad A(j) = 1. \end{cases}$

Следовательно, результатом адаптивного целочисленного вейвлет-преобразования является последовательность, аналогичная последовательности, представленной на рис. 2.

Оценка эффективности вейвлет-преобразования с иерархической адаптацией к размеру сигнала для сжатия изображений. В табл. 1 приведены коэффициенты CR сжатия без потерь фрагментов тестового изображения Town (рис. 3), полученные с помощью одномерной (1D) и двухмерной (2D) версий алгоритма МЕСТ вейвлет-сжатия на основе многоуровневой кластеризации [7] при использовании одномерных и двухмерных целочисленных вейвлет-преобразований Хаара (HW) и биортогональных 5/3 (BW) с иерархической адаптацией и без адаптации к размеру изображения. Из табл. 1 видно, что выигрыш в коэффициенте сжатия без потерь от использования адаптивных древовидных структур достигает 12% для вейвлетов Хаара и 14% для биортогональных вейвлетов 5/3.

Таблица 1. **Коэффициенты сжатия без потерь изображения Town для вейвлетов Хаара**

Характеристика вейвлет-преобразования	Размер фрагмента исходного изображения									
	300×300		400×400		500×500		480×512		384×512	
Размерность	2D		2D		2D		1D		1D	
Тип	HW	BW	HW	BW	HW	BW	HW	BW	HW	BW
С адаптацией	1,38	1,51	1,42	1,54	1,40	1,53	1,22	1,30	1,21	1,29
Без адаптации	1,23	1,33	1,32	1,36	1,36	1,47	1,17	1,25	1,12	1,11

В табл. 2 приведены значения пикового отношения сигнал/шум в децибелах, полученные при сжатии с потерями тестового изображения Town в 16 раз с помощью одномерной и двухмерной версий алгоритма МЕСТ при использовании одномерного и двухмерного рациональных вейвлет-преобразований на основе биортогональных вейвлетов 9/7 с иерархической адаптацией и без адаптации к размеру изображения. Из таблицы видно, что выигрыш в пиковом отношении сигнал/шум от использования адаптивных древовидных структур достигает 1,3 дБ.

Таблица 2. **Значения пикового отношения сигнал/шум в децибелах при сжатии с потерями тестового изображения Town в 16 раз для биортогональных вейвлетов 9/7**

Характеристика вейвлет-преобразования	Размер фрагмента исходного изображения				
	300×300	400×400	500×500	480×512	384×512
Размерность	2D	2D	2D	1D	1D
С адаптацией	29,00	30,03	30,05	24,13	24,17
Без адаптации	27,74	29,18	29,82	24,08	24,06

Для оценки эффективности реализации вейвлет-преобразования с иерархической адаптацией к размеру сигнала предлагается использовать коэффициент CC_D уменьшения вычислительной сложности, вычисляемый с помощью выражения

$$CC_D = \frac{2^{Dn}}{N} \tag{12}$$

для

$$n = \begin{cases} \lceil \log_2 N \rceil & \text{при} \quad D = 1, \\ \lceil \log_2 \left(\max\left(N_Y, \ N_X \right) \right) \rceil & \text{при} \quad D = 2, \end{cases}$$

где N_Y и N_X – число пикселей по вертикали и горизонтали в двухмерном сигнале ($N = N_Y N_X$); $\lceil \cdot \rceil$ – операция округления с избытком.

В табл. 3 приведены значения коэффициента CC_2 для двухмерного вейвлет-преобразования с иерархической адаптацией к размеру изображения. Из таблицы видно, что вычислительная сложность двухмерного адаптивного вейвлет-преобразования может быть снижена до трех раз в зависимости от размера исходного изображения.

Таблица 3. **Коэффициенты снижения вычислительной сложности вейвлет-преобразования**

Параметр	Размер фрагмента исходного изображения				
	300×300	400×400	500×500	480×512	384×512
Коэффициент CC_2 уменьшения вычислительной сложности вейвлет-преобразования	2,91	1,64	1,05	1,07	1,33

На рис. 4 представлены зависимости коэффициента CR одномерного сжатия без потерь с иерархической адаптацией и без адаптации к размеру изображения и коэффициента CC_1 для одномерного вейвлет-преобразования с иерархической адаптацией к размеру изображения от числа N пикселей при одномерном представлении изображения Town с помощью строчной развертки. Из рисунка видно, что эффективность вейвлет-преобразования с иерархической адаптацией к размеру сигнала возрастает с увеличением разности между числом N дискретов исходного сигнала при использовании адаптивного вейвлет-преобразования и числом 2^{Dn} дискретов дополненного сигнала с применением обычного вейвлет-преобразования.

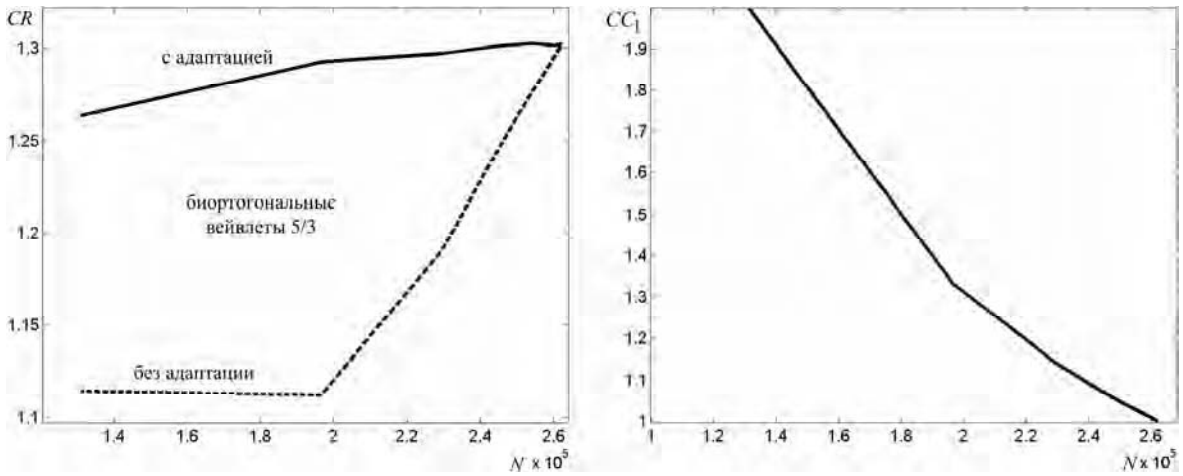


Рис. 4. Зависимости коэффициента одномерного сжатия без потерь (*а*) и коэффициента уменьшения вычислительной сложности (*б*) от размера одномерного фрагмента пикселей

Заключение. Разработан новый метод дискретного вейвлет-преобразования с иерархической адаптацией к размеру сигнала для повышения характеристик вейвлет-сжатия: уменьшение битовой скорости, повышение качества восстановления и снижения вычислительной сложности. Он основан на адаптивном дополнении последовательности аппроксимационных коэффициентов определенного уровня вейвлет-разложения до четной длины выравнивающими вейвлет-коэффициентами, наличие или отсутствие которых определяется двоичными значениями компонентов вектора выравнивания. Вектор выравнивания автоматически строится в декодере исходя из числа дискретов и максимально возможного количества уровней разложения исходного сигнала.

Дана сравнительная оценка коэффициентов сжатия без потерь фрагментов тестового изображения Town с размерами 300×300, 400×400, 500×500, 480×512, 384×512, полученная с помощью алгоритма МЕСТ вейвлет-сжатия на основе многоуровневой кластеризации при использовании одномерных и двухмерных целочисленных вейвлет-преобразований Хаара и биортогональных 5/3 с иерархической адаптацией и без адаптации к размеру изображения. Установлено, что выигрыш

в коэффициенте сжатия без потерь от использования адаптивных двухмерных древовидных структур достигает 12% для вейвлетов Хаара и 14% для биортогональных вейвлетов 5/3.

Проведен сравнительный анализ значений пикового отношения сигнал/шум, полученных при сжатии с потерями в 16 раз тестового изображения Town разных размеров с помощью алгоритма МЕСТ при использовании одномерного и двухмерного рациональных вейвлет-преобразований на основе биортогональных вейвлетов 9/7 с иерархической адаптацией и без адаптации к размеру изображения. Определено, что выигрыш в пиковом отношении сигнал/шум от использования адаптивных двухмерных древовидных структур достигает 1,3 дБ.

Показано, что вычислительная сложность двухмерного адаптивного вейвлет-преобразования с иерархической адаптацией к размеру изображения 300×300 может быть снижена примерно до трех раз.

Литература

1. M a l l a t S. // IEEE Trans. Pattern Analysis and Machine Intelligence. 1989. N. 7. P. 674–693.
2. V e t t e r l i M. // Wavelets and Their Applications. Boston. 1992. P. 17–52.
3. M a j a n i E. // Proc. SPIE Visual Communications and Image Processing. 1994.
4. S t r a n g G., N g u y e n T. Wavelets and Filter Banks. Wellesley-Cambridge Press, Wellesley, MA. 1996.
5. S w e l d e n s W. // Applied and Computational Harmonic Analysis. 1996. N. 2. P. 186–200.
6. A d a m s M., A n t o n i o u A. // Proc. of IEEE Pacific Rim Conference. 1997. Vol. 1. P. 489–492.
7. Б о р и с к е в и ч А. А., Ц в е т к о в В. Ю. // Докл. НАН Беларуси. 2009. Т. 53, № 3. С. 42–48.

A. A. BORISKEVICH, V. Yu. TSVIATKOU

A WAVELET TRANSFORM METHOD WITH HIERARCHICAL ADAPTATION TO SIGNAL SIZE

Summary

A new wavelet transform method with adaptation to a signal size for improving its compression characteristics (the bit rate, the recovery quality and the computational complexity) has been developed. The method is based on an adaptive equalizing wavelet coefficient padding to approximation coefficient sequence in a certain wavelet decomposition level for increasing its length up to even one. A resultant equalizing vector consists of binary components indicating the presence or absence of equalizing wavelet coefficients in an approximation coefficient sequence. The vector is computed in a decoder on the basis of the known number of signal samples and wavelet decomposition level of a signal.

A comparative estimation of the MECT algorithm effectiveness at using one-and two-dimensional standard rational and integer Haar, 5/3 and 9/7 biorthogonal wavelet transformation with hierarchical adaptation and without adaptation to the test image Town with 300×300, 400×400, 500×500, 480×512, 384×512 sizes is presented. It is determined that the method provides a gain in terms of compression ratio, peak signal-to-noise ratio and computational complexity. It is shown that computation complexity of wavelet compression with hierarchical adaptation to image size 300×300 can be reduced about up to 3 times.

УДК 681.5:681 3

В. С. КОНЧАК, С. П. ЛАЗАКОВИЧ, С. В. ХИТРИКОВ

ЦИФРОВОЙ МЕТОД КОРРЕКЦИИ ПОГРЕШНОСТИ ИЗМЕРЕНИЯ ФАЗОВЫХ СМЕЩЕНИЙ В МНОГОКАНАЛЬНЫХ ИНФОРМАЦИОННО-ИЗМЕРИТЕЛЬНЫХ КОМПЛЕКСАХ

Объединенный институт машиностроения НАН Беларуси

(Поступила в редакцию 27.03.2008)

Решение широкого круга задач экспериментальных исследований связано с необходимостью синхронного преобразования в цифровые коды большого числа аналоговых величин, характеризующих состояние исследуемого объекта. Синхронность особенно важна там, где по измеренным экспериментальным данным вычисляются характеристики, зависящие от фазовых спектров процессов, протекающих в исследуемом объекте. Такие задачи возникают в системах управляемого эксперимента при получении по результатам измерений характеристик машиностроительных конструкций [1].

Для измерения физических величин чаще всего используют аналоговые датчики, преобразующие физические свойства в электрические сигналы, которые с помощью аналого-цифровых преобразователей (АЦП) отображаются в виде цифровых последовательностей. При синхронном измерении нескольких величин каждый датчик подключается к своему АЦП, а управление процессом измерения осуществляется с помощью синхроимпульсов, получаемых в программируемом таймере-синхронизаторе. Функциональная схема такой системы ввода приведена на рис. 1, анализ которой показывает, что высокая синхронность измерений достигается здесь за счет большой избыточности оборудования. Это приводит к повышению стоимости измерительного комплекса и допускается только в системах с числом измерительных каналов не более десяти. В системах же, где число каналов исчисляется десятками и сотнями, используют подход последовательного опроса датчиков с помощью одного быстродействующего АЦП, подключение каналов к которому осуществляется коммутатором (рис. 2). При этом время установки АЦП должно быть меньше времени коммутации каналов.

Недостатком такой системы сбора информации являются накопления временных задержек, которые образуются при оцифровке каждого последующего канала. Величина задержки $\Delta\tau$ между двумя соседними каналами постоянна и равна времени срабатывания коммутатора каналов. Процесс оцифровки данных в многоканальном эксперименте легко пояснить с помощью схемы измерения, приведенной на рис. 3.

Возникшая задача поканальной коррекции процессов, ординаты которых были измерены не в момент времени t_i, а в $t_{i+r\Delta\tau}$, где $i = 1, 2, \ldots, N$ – номер ординаты в процессе, $r = 0, 1, 2, \ldots, n$ – номер канала, N – число ординат числовой последовательности, может быть решена методом гармонической аппроксимации.

Рассмотрим случай, когда последовательности $x_r(i\Delta t)$ периодические, что чаще всего имеет место в системах

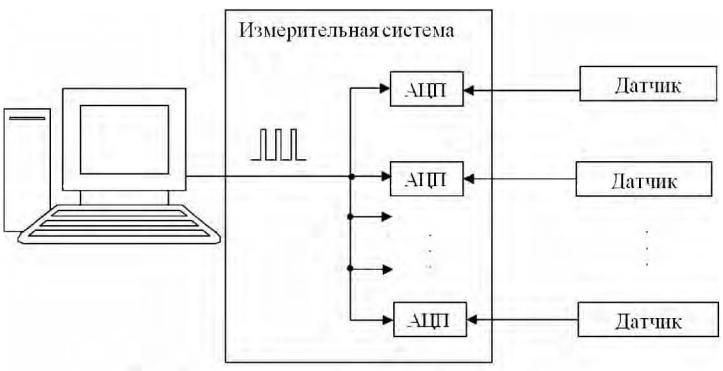


Рис. 1. Функциональная схема системы ввода

управляемого эксперимента. Тогда их можно на интервале разложить в ряды Фурье на гармонические составляющие, т. е.

$$x_r(i\Delta t) = \sum_{k=0}^{N-1} \left(a_k \cos \omega_k i\Delta t + b_k \sin \omega_k i\Delta t \right).$$

Для функции $x_r(i\Delta t + r\Delta\tau)$, измеренной на r-м канале,

$$x_r(i\Delta t + r\Delta\tau) = \sum_{k=0}^{N-1} \left(a_k \cos(\omega_k i\Delta t + \omega_k r\Delta\tau) + b_k \sin(\omega_k i\Delta t + \omega_k r\Delta\tau) \right).$$

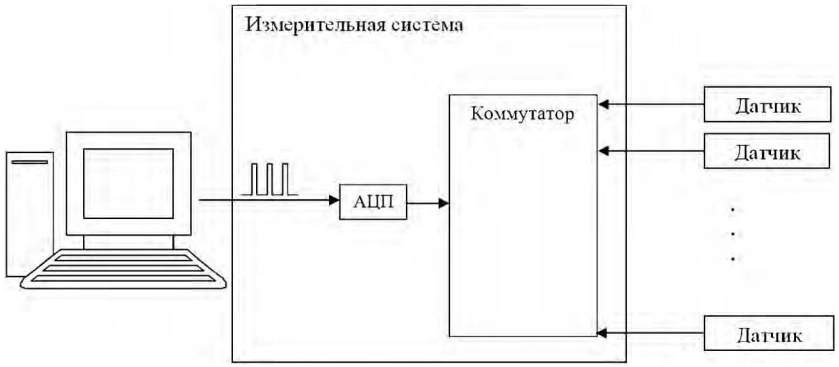


Рис. 2. Схема подключения датчиков к системе ввода

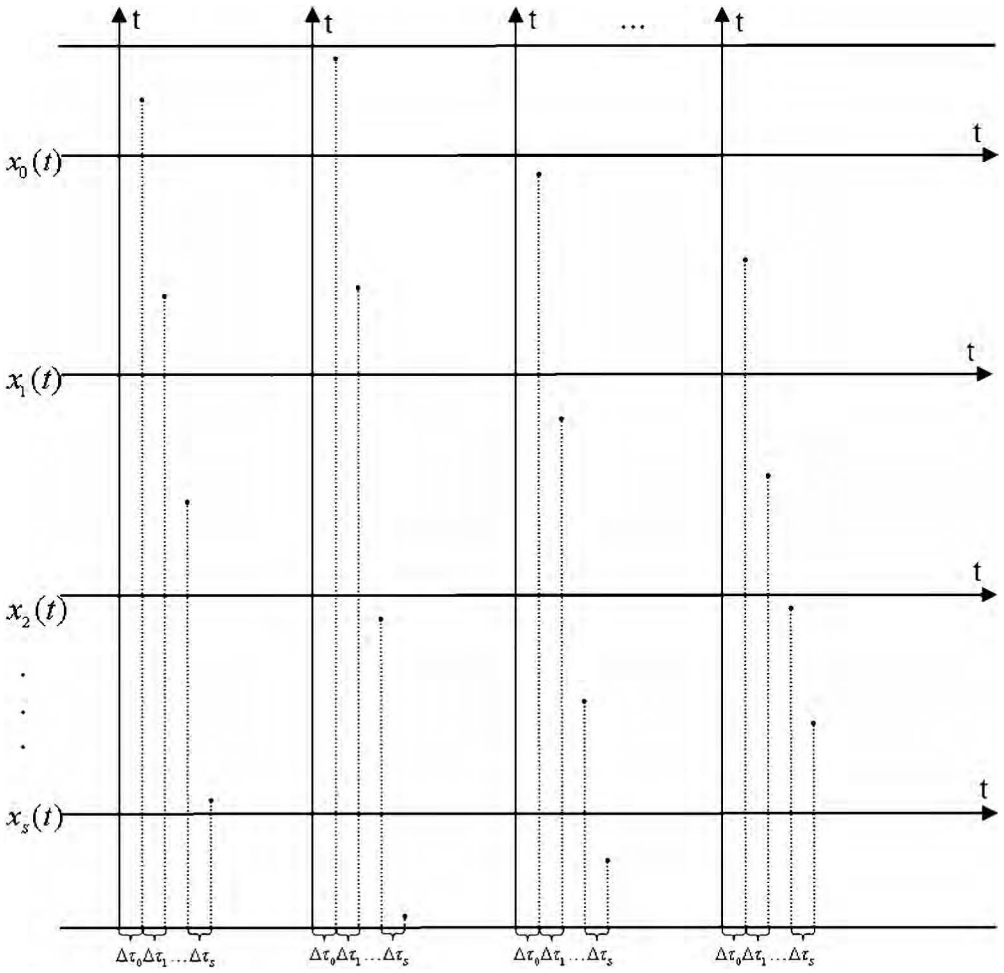


Рис. 3. Схема кодирования аналоговых сигналов в многоканальных измерительных системах

Используя свойства тригонометрических функций для суммы аргументов, имеем

$$x_r(i\Delta t + r\Delta\tau) = \sum_{k=0}^{N-1} a_k(\cos\omega_k i\Delta t\cos\omega_k r\Delta\tau - \sin\omega_k i\Delta t\sin\omega_k r\Delta\tau) +$$
$$b_k(\sin\omega_k i\Delta t\cos\omega_k r\Delta\tau + \cos\omega_k i\Delta t\sin\omega_k r\Delta\tau)).$$

Сгруппировав члены суммы ряда относительно гармоник $\cos\omega_k i\Delta t$ и $\sin\omega_k i\Delta t$, будем иметь

$$x_r(i\Delta t + r\Delta\tau) = \sum_{k=0}^{N-1} (\cos\omega_k i\Delta t(a_k\cos\omega_k r\Delta\tau + b_k\sin\omega_k r\Delta\tau) +$$
$$\sin\omega_k i\Delta t(b_k\cos\omega_k r\Delta\tau - a_k\sin\omega_k r\Delta\tau)).$$

Учитывая, что $a_k = A_k\cos\varphi_k$, а $b_k = A_k\sin\varphi_k$, где A_k – амплитудный спектр, а φ_k – фазовый спектр несдвинутой последовательности $x_r(i\Delta t)$, получаем

$$x_r(i\Delta t + r\Delta\tau) = \sum_{k=0}^{N-1} A_k(\cos\omega_k i\Delta t(\cos\varphi_k\cos\omega_k r\Delta\tau + \sin\varphi_k\sin\omega_k r\Delta\tau) +$$
$$\sin\omega_k i\Delta\tau(\sin\varphi_k\cos\omega_k r\Delta\tau - \cos\varphi_k\sin\omega_k r\Delta\tau)) =$$
$$\sum_{k=0}^{N-1} A_k[\cos\omega_k i\Delta t\cos(\varphi_k - \omega_k r\Delta\tau) + \sin\omega_k i\Delta\tau\sin(\varphi_k - \omega_k r\Delta\tau)] =$$
$$\sum_{k=0}^{N-1} a_k'\cos\omega_k i\Delta t + b_k'\sin\omega_k i\Delta t,$$

где $a_k' = A_k\cos(\varphi_k - \omega_k r\Delta t)$, $b_k' = A_k\sin(\varphi_k - \omega_k r\Delta t)$.

Из последнего выражения видно, что для процессов, сдвинутых вправо на время $r\Delta\tau$, фазовый спектр вычисляется как $\psi_k = \varphi_k - \omega_k r\Delta\tau$. Тогда у процесса, измеренного по этому каналу и полученного с задержкой во времени на $r\Delta\tau$, фаза $\psi_k = \varphi_k - \omega_k r\Delta\tau$ для каждой из частот ω_k.

Следовательно, для того чтобы скорректировать влияние временной задержки, образовавшейся за счет последовательного опроса каналов, на процесс преобразования аналоговой величины в дискретную, необходимо вычислить:

время задержки последовательности, образовавшейся на r-м канале как $t_r = r\Delta\tau$, при этом предполагается что $\Delta\tau$ – время переключения каналов – известно из паспортных данных АЦП;

массив поправочных коэффициентов в соответствии с формулой

$$z_r(k) = \cos\omega_k t_r + j\sin\omega_k t_r,$$

где $\omega_k = 2\pi k/N$ для всех $k = 0, 1, 2, \ldots, N/4$;

коэффициенты преобразования Фурье последовательности $x(i\Delta t)$ как $\overrightarrow{a_k + jb_k} = Fx(\overrightarrow{i\Delta t})$;

коэффициенты преобразования Фурье скорректированной последовательности $a_k' + jb_k' = (a_k + jb_k)z_r^*(k)$, где * обозначает комплексное сопряжение;

ординаты скорректированной последовательности $x'(\overrightarrow{i\Delta t}) = F^{-1}\overrightarrow{a'_k + jb'_k}$.

Предложенный метод позволяет с высокой точностью восстановить синхронность

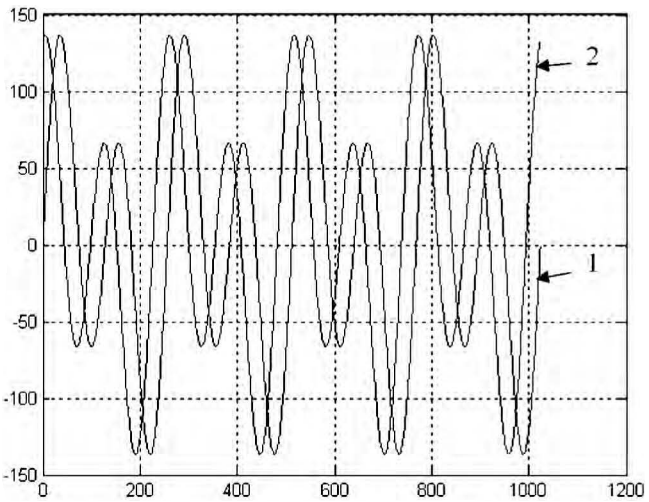


Рис. 4. Результат коррекции фазового сдвига с помощью алгоритма коррекции погрешности: *1* – последовательность, измеренная по 10-му каналу 64-канального АЦП; *2* – скорректированная последовательность

измеряемых последовательно сигналов, если даже величина $\Delta\tau$ в сотни и тысячи раз меньше шага дискретизации по времени.

На рис. 4 показаны последовательность, измеренная по 10-му каналу 64-канального АЦП, и последовательность после коррекции. Результат корректировки подтверждает высокую эффективность метода.

Литература

1. К о н ч а к В. С. // Средства автоматизированных систем испытаний: Сб. науч. тр. под ред. В. С. К о н ч а к а. Мн, 1992. С. 4–8.

V. S. KONCHAK, S. P. LAZAKOVICH, S. V. HITRICOV

A DIGITAL METHOD OF AN ERROR CORRECTION OF PHASE SHIFT MEASUREMENT IN MULTICHANNEL INFORMATIONAL MEASUREMENT SYSTEMS

Summary

Some variants of the experimental information input in the computing system are described. It is shown that the minimum cost of the informational measuring complex is reached in systems, where the connection of channels to the computer is carried out by means of the commutator. The method of harmonic approximation is offered for recovery of the lost data during switching of the measuring channels. An algorithm, which fulfilled the specified method, is checked up in the work.

РАДИОЭЛЕКТРОНИКА И ПРИБОРОСТРОЕНИЕ

УДК 678.01:539.6:531.7

С. Ф. ЖАНДАРОВ, В. В. СЕРАФИМОВИЧ, В. А. ШЕЛЕСТОВА, П. Н. ГРАКОВИЧ

ПРИБОР ДЛЯ ИЗМЕРЕНИЯ АДГЕЗИОННОЙ ПРОЧНОСТИ СОЕДИНЕНИЙ МОНОВОЛОКОН С ПОЛИМЕРНЫМИ СВЯЗУЮЩИМИ

Институт механики металлополимерных систем им. В. А. Белого НАН Беларуси

(Поступила в редакцию 10.06.2008)

Введение. Важнейшим фактором, обеспечивающим связность фаз в гетерогенных системах и в значительной степени определяющим их физико-механические свойства, является межфазная адгезия. В частности, именно от адгезионного взаимодействия в первую очередь зависят прочностные характеристики композиционных материалов, в том числе на основе полимерных матриц и волокнистых наполнителей различной природы [1]. Регулируя уровень адгезии между армирующими волокнами и полимерным связующим, можно целенаправленно варьировать свойства создаваемых волокнистых композитов – прочность при растяжении и сжатии, ударную вязкость и др. – в зависимости от конкретного назначения материала [2].

Количественно прочность адгезионного контакта между разнородными фазами характеризуется такими параметрами, как *межфазная адгезионная прочность* (для волокон измеряемая при сдвиге) и *скорость высвобождения энергии* при разрушении адгезионного контакта. При создании новых композиционных материалов очень важно надежно измерять оба этих параметра. Поскольку измерения на макроскопических образцах волокнистых наполнителей (ткани, ровинги, комплексные нити) обычно дают плохо воспроизводимые и трудно интерпретируемые результаты [3], были созданы микромеханические методы испытаний, позволяющие определить адгезионные параметры непосредственно для адгезионного соединения моноволокна со связующим: методы вытягивания, выталкивания волокна, фрагментации моноволокна в матрице, поперечного отрыва, тест Браутмана и др. [4]. Из них наибольшее распространение получили метод фрагментации [5–7] – для хорошо деформируемых, преимущественно прозрачных матриц, и методы вытягивания [8–11], несколько более трудоемкие, но подходящие для более широкого класса систем матрица – волокно.

Суть методов вытягивания состоит в том, что один из концов моноволокна заделывают в матрицу на определенную глубину l_e и затем вытягивают его, регистрируя кривую удлинение – нагрузка, или в простейшем варианте измеряют силу F_{max}, необходимую для извлечения волокна; величины межфазной адгезионной прочности и скорости высвобождения энергии рассчитывают по измеренному значению l_e и характеристическим точкам записанной кривой (в частности, силе F_{max}) [8, 10, 11]. При этом основными требованиями к испытательной аппаратуре являются: 1) точность измерения силы вытягивания F_{max}; 2) обеспечение квазистатического характера нагружения граничного слоя; 3) малые трудозатраты, удобство изготовления и испытания микрообразцов. Поскольку типичные значения силы вытягивания очень малы (она должна быть меньше разрывной прочности волокна, составляющей всего 0,1–0,2 Н для углеродных волокон и 0,4–0,6 Н для прочных арамидных), то серийные разрывные машины, как правило, не позволяют измерить F_{max} с достаточной точностью. Поэтому при изучении адгезии моноволокон методами вытягивания часто применяют самодельные разрывные устройства, рассчитанные на малые нагрузки [12], или самодельные приставки к разрывным машинам, предназначенным для измерения прочности тек-

стильных волокон [13]. Квазистатический характер нагружения образцов обеспечивается чрезвычайно низкой скоростью деформирования. В новейших специализированных измерительных комплексах, позволяющих записывать кривые удлинение – нагрузка на образцах с короткими моноволокнами (для чего требуется жесткость установки порядка 10^5 Н/м), она составляет около 0,01 мкм/с (достигается с помощью пьезоэффекторов), что соответствует скорости роста нагрузки примерно 10^{-3} Н/с [14]. Другой возможностью является ступенчатое нагружение образца с шагом порядка 10^{-3} Н и периодом в несколько секунд [15], что обеспечивает те же скорости нагружения. Наконец, ввиду хрупкости многих типов моноволокон, приводящей к разрушению образцов при попытке закрепить волокно в зажиме, во всех вышеописанных устройствах используют рамки специальной конструкции [8, 13, 15], волокна к которым приклеивают прочным клеем. Для точного измерения адгезионной прочности в системе моноволокно – матрица требуется испытание не менее 12–15 образцов, поэтому уменьшение трудозатрат на их изготовление имеет существенное значение.

Цель данной статьи – создание устройства для определения адгезионной прочности моноволокон методом вытягивания, несложного в изготовлении, но в то же время удовлетворяющего вышеописанным требованиям и позволяющего надежно измерять адгезионные параметры в системах волокно – матрица, а также исследование особенностей работы этого прибора на примере типичной задачи сравнения адгезионной прочности в системах углеродное волокно – полимер до и после плазмохимической активации поверхности волокна.

Методика эксперимента. Конструкция и принцип работы прибора.

1. *Материалы*. В экспериментах использовали углеродные моноволокна на основе гидратцеллюлозы, входящие в состав ленты ЛО-1-12Н (ТУ РБ 400031289.170), промышленно выпускаемой Светлогорским ПО «Химволокно». Диаметр волокон определяли с помощью электронного микроскопа при увеличении 800. Испытывали «исходные» волокна, непосредственно извлеченные из углеродной ленты, и «обработанные» – подвергнутые плазмохимической обработке (ПХО) в высокочастотной плазме в среде тетрафторэтилена. Методика ПХО подробно изложена в [16].

В качестве матриц (связующих) использовали парафин, фторопласт-32 (ТУ 6-05-05-161–81) и ПТФЭ (фторопласт-4 в виде пленки толщиной 50 мкм, ГОСТ 24222–80). Свойства волокон и матриц, необходимые для расчета локальных адгезионных параметров, приведены в табл. 1.

Таблица 1. **Физико-механические свойства волокон и матриц, необходимые для расчета адгезионных параметров**

Свойство	Углеродное волокно	Парафин	Фт-32	ПТФЭ
Диаметр волокна d (мкм)	8,0	–	–	–
Диапазон погруженных длин l_e (мм)	–	1–3	0,2–0,7	0,3–0,7
Модуль упругости вдоль оси волокна E_A или E_m (ГПа)	80–120	190	490–687	410
Модуль упругости поперек оси волокна E_T или E_m (ГПа)	28	190	490–687	410
Аксиальный коэффициент термического расширения α_A или α_m (K^{-1})	$-0{,}1\times10^{-6}$	110×10^{-6}	80×10^{-6}	$(80–250)\times10^{-6}$
Поперечный коэффициент термического расширения α_T или α_m (K^{-1})	3×10^{-6}	110×10^{-6}	80×10^{-6}	$(80–250)\times10^{-6}$
Температура, при которой отсутствуют термические напряжения, T_{ref} (°C)	–	55	105	327

2. *Изготовление образцов.* Образец для испытаний представлял собой прямоугольную рамку *1* размерами 25×40 мм из алюминиевой фольги толщиной 100 мкм. К рамке вдоль ее длинной оси приклеивали двумя каплями клея ПВА *2* исследуемое моноволокно *3* (рис. 1). После отверждения клея в средней части волокна размещали с помощью иглы одну или несколько частиц *4* порошка материала матрицы (парафина или фторопласта-32), которые удерживались на волокне электростатическими силами вследствие естественной электризации частиц. Подготовленные рамки с частицами помещали в термошкаф и выдерживали в течение 5 мин при температуре выше температуры плавления частиц (значения температуры указаны в табл. 1), затем вынимали и охлаждали на воздухе. В случае нерастекающегося ПТФЭ волокно помещали между очень узкими (0,3–1 мм) полосками пленки полимера толщиной 50 мкм, располагали на рамке и закрывали

полоской алюминиевой фольги, после чего область контакта сжимали струбциной и помещали всю систему в термошкаф, где спекали в течение 30 мин. Длину l_e волокна, погруженного в матрицу, измеряли с помощью оптического микроскопа; она находилась в пределах 0,3–3 мм. Готовый образец разрезали по линиям *5*, закрепляли в зажимах измерительного устройства и производили испытание.

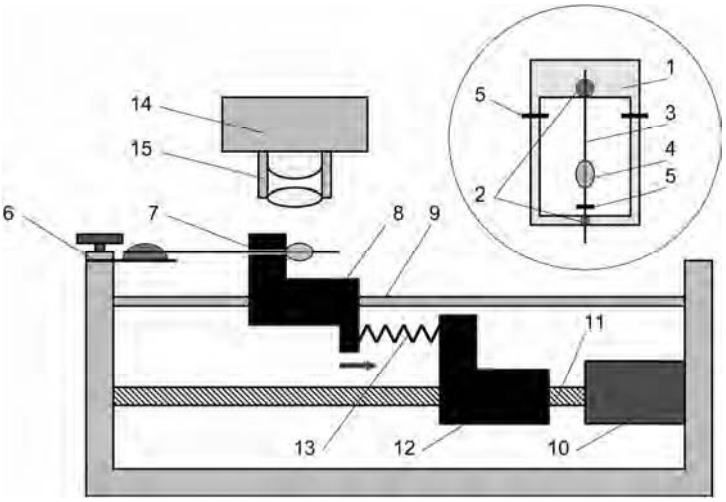


Рис. 1. Конструкция прибора и образца для измерения адгезионной прочности: *1* – алюминиевая рамка; *2* – клей ПВА; *3* – моноволокно; *4* – частица полимера; *5* – линии разреза; *6* – рама; *7* – зажим; *8* – столик; *9* – направляющие; *10* – шаговый двигатель; *11* – ходовой винт; *12* – платформа; *13* – пружина; *14* – регистрирующее устройство (видеокамера); *15* – микроскоп

3. *Схема и принцип действия прибора.* Сконструированное нами устройство для измерения адгезионной прочности в системах моноволокно – матрица схематически изображено на рис. 1. После разрезания образца его рабочая часть представляет собой полоску фольги, к которой в перпендикулярном направлении приклеено волокно с находящейся в адгезионном контакте каплей материала матрицы. Полоска фиксируется в зажиме рамы прибора *6*, а волокно пропускается через щель второго зажима *7*, жестко скрепленного со столиком *8*, способным с незначительным трением перемещаться вдоль направляющих *9*. Шаговый двигатель *10*, управляемый компьютером, посредством ходового винта *11* задает перемещение платформы *12*, связанной со столиком пружиной *13*; пружина при этом растягивается и передает усилие на столик *8*. Когда щель зажима достигает капли на волокне, последняя упирается в ограничители, и начинается процесс опорного вытягивания (microbond test [4, 9, 10]). Через некоторое время усилие пружины превышает сумму силы вытягивания F_{max} и силы трения между столиком и направляющими $F_{ст}$, происходит межфазный сдвиг между волокном и матрицей, и столик начинает двигаться в направлении платформы *12*. После нарушения адгезионного контакта сила, необходимая для движения столика, равна сумме силы $F_{ст}$ и силы трения между волокном и матрицей F_b. Процесс вытягивания волокна из капли контролируется видеокамерой *14* через микроскоп *15*.

4. *Проведение испытаний.* Для управления шаговым двигателем была создана и отлажена программа, графическая оболочка которой представлена на рис. 2. Программа через порт принтера компьютера задает последовательность управляющих импульсов, необходимых для вращения шагового двигателя. В представленной версии программы предусмотрены: два режима вращения двигателя (полушаговый и полношаговый); плавная регулировка скорости вращения; два режима отсчета импульсов (автоматический и фиксированный); задание направления вращения. Для измерения перемещения платформы *12* (рис. 1) к ней присоединяли микрометр. При полушаговом режиме работы двигателя один шаг соответствовал 20 мкм. Таким образом, по количеству шагов можно контролировать удлинение *x* пружины *13* (и, следовательно, величину силы, приложенной к столику *8*) до вытягивания волокна из матрицы.

Калибровку пружины производили по ее удлинению при подвешивании грузов известной массы (20–100 г); рассчитанный коэффициент упругости пружины составил $k = (62{,}5 \pm 2{,}1)$ Н/м. Силу трения между столиком и направляющими $F_{ст}$ определяли, перемещая столик с помощью чувствительного пружинного динамометра при отсоединенной рабочей пружине и разорванном волокне *3*. Измеренное значение этой силы $F_{ст} = (0{,}028 \pm 0{,}001)$ Н, очевидно, практически не изменяется в ходе испытаний. Силу вытягива-



Рис. 2. Вид графической оболочки программы для проведения испытаний

ния, необходимую для расчета параметров адгезионной прочности, рассчитывали по формуле $F_{max} = kx_{max} - F_{ст}$, где x_{max} – удлинение пружины в момент вытягивания.

Методика расчета адгезионных параметров. Традиционным способом оценки адгезионной прочности в системах волокно – матрица является расчет средней (*кажущейся*) *межфазной сдвиговой прочности* как отношения силы вытягивания к площади адгезионного контакта [8, 13]:

$$\tau_{app} = \frac{F_{max}}{\pi d l_e}. \quad (1)$$

Однако, несмотря на свою распространенность, этот подход имеет два существенных недостатка. Во-первых, разрушение адгезионного соединения волокно – матрица происходит не одновременно по всей длине контакта, а постепенно, путем прорастания межфазной трещины [15, 17–20]. Это иллюстрируется типичной кривой удлинение – нагрузка [4], представленной на рис. 3. Она состоит из трех участков, соответствующих трем стадиям процесса вытягивания волокна из матрицы. На первом участке ($0 \le F \le F_d$) адгезионный контакт не нарушен, и деформация s системы (включающей погруженный участок и короткий свободный конец волокна) увеличивается практически пропорционально приложенной силе. Когда внешняя нагрузка достигает некоторой критической величины (усилие начала отслаивания F_d), на границе раздела начинает расти межфазная трещина. На этом втором участке ($F_d \le F \le F_{max}$) приложенная сила продолжает увеличиваться по мере дальнейшего вытягивания волокна, так как кроме силы адгезии на оставшемся участке ей противодействует и сила трения в отслоенной зоне. Наконец, неразрушенный участок межфазной границы становится слишком коротким, и суммарная сила адгезии и трения начинает уменьшаться, пройдя через свое максимальное значение F_{max}. Вскоре после этого прорастание трещины переходит в нестабильную фазу, и регистрируемая сила скачком уменьшается. С этого момента и до конца вытягивания сила в «хвостовой» части графика определяется трением между волокном и матрицей. Таким образом, сила вытягивания F_{max} зависит не только от адгезии между волокном и матрицей, но и от межфазного трения, и рассчитанный «адгезионный» параметр τ_{app} оказывается не чисто адгезионным. Во-вторых, граница раздела фаз при вытягивании волокна нагружается неравномерно, и рассчитанная средняя величина τ_{app} получается намного меньше *локальног*о сдвигового напряжения (*локальной адгезионной прочности*) τ_d, при котором и происходит нарушение адгезионного контакта; к тому же τ_{app} существенно зависит от длины склейки l_e [8–11].

В современных измерительных комплексах с жесткостью измерительной ячейки $\ge 10^5$ Н/м и длиной свободного конца моноволокна 0,1–1 мм оба недостатка преодолеваются тем, что из записанной кривой $F(s)$ определяют усилие начала отслаивания F_d, по которому с помощью теоретических моделей [8–11, 17–20] рассчитывают локальную адгезионную прочность τ_d и локальную (критическую) скорость высвобождения упругой энергии G_{ic}. Однако в большинстве устройств для вытягивания волокон невозможно добиться ни столь большой жесткости системы, ни очень короткой длины волокна. Как следствие, точка излома на кривой $F(s)$ становится неразличимой, и единственной измеряемой величиной, имеющей отношение к адгезии, остается F_{max}. (Можно измерить также силу F_b (рис. 3), характеризующую межфазное трение.)

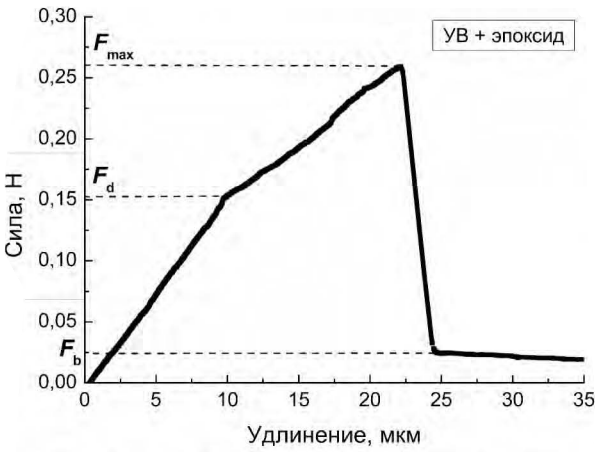


Рис. 3. Типичный вид кривой удлинение – нагрузка в методах вытягивания

Однако существует метод, позволяющий не только определить локальную адгезионную прочность τ_d (и критическую скорость высвобождения упругой энергии G_{ic}) исключительно по значениям силы вытягивания F_{max}, но и рассчитать из тех же данных трение на отслоенных участках межфазной границы. Он заключается в том, что измеряют *зависимость силы вытягивания от длины склейки* l_e в широком диапазоне l_e и, сравнивая экспериментальную кривую $F_{max}(l_e)$

с теоретической, судят об уровне адгезионного взаимодействия и трения в системе волокно – матрица [9, 10, 21, 22]. Согласно теоретическим моделям процесса вытягивания волокна из матрицы [9, 21], в упругом приближении величина $F_{\max}$ зависит от двух параметров: адгезионного (τ_d или G_{ic}, в зависимости от того, каким принимается критерий нарушения адгезионного контакта – «силовым» или «энергетическим») и фрикционного (в данных моделях полагается постоянным усилие межфазного трения τ_f, имеющее размерность давления и представляющее собой отношение силы трения к площади поверхности фрикционного контакта). В случае силового критерия функцию $F_{\max}(l_e, \tau_d, \tau_f)$ можно выразить в явном виде [10]:

$$F_{\max} = \begin{cases} \dfrac{\pi d}{\beta}\left[\tau_d \operatorname{th}(\beta l_e) - \tau_T \operatorname{th}(\beta l_e)\operatorname{th}\left(\dfrac{\beta l_e}{2}\right)\right], \beta l_e < \ln\left(u + \sqrt{u^2+1}\right); \\ \dfrac{\pi d}{\beta}\left\{\tau_d \dfrac{u}{\sqrt{u^2+1}} - \tau_T\left(1 - \dfrac{1}{\sqrt{u^2+1}}\right) + \tau_f\left[\beta l_e - \ln\left(u + \sqrt{u^2+1}\right)\right]\right\}, \beta l_e \geq \ln\left(u + \sqrt{u^2+1}\right). \end{cases} \quad (2)$$

Здесь β – параметр модели запаздывания сдвига по Нейфи [23], τ_T – предельный уровень сдвиговых напряжений, вызванных остаточными термическими напряжениями, u – безразмерный параметр, определяемый формулой

$$u = \frac{\sqrt{\tau_T^2 + 4\tau_f\left(\tau_d - \tau_f\right)} - \tau_T}{2\tau_f}. \quad (3)$$

В свою очередь, значение τ_T определяется уравнением

$$\tau_T = \frac{\beta d E_A}{4}\int_{T_{ref}}^{T_{test}} \left(\alpha_A - \alpha_m\right) dT, \quad (4)$$

где E_A и α_A – соответственно модуль упругости и коэффициент термического расширения волокна в осевом направлении, α_m – коэффициент термического расширения матрицы, T_{test} – температура, при которой производятся испытания, T_{ref} – условная температура, при которой отсутствуют термические напряжения [24] (для полимеров обычно находится между температурами стеклования и плавления, как правило, ближе к последней).

Чтобы определить локальную адгезионную прочность и усилие межфазного трения из экспериментальных данных, используется стандартный метод наименьших квадратов с двумя подгоночными параметрами (τ_d и τ_f). Значения τ_d и τ_f, минимизирующие сумму

$$S = \sum_i \left[F_{\max}^{\text{exper}}\left(\tau_d, \tau_f, \ldots\right) - F_{\max}^{\text{theor}}\left(\tau_d, \tau_f, \ldots\right)\right]^2 \quad (5)$$

по всем экспериментальным точкам, и принимаются в качестве искомых межфазных параметров [10, 21, 22]. В случае энергетического критерия выражение для функции $F_{\max}(l_e, G_{ic}, \tau_f)$ имеет слишком сложный вид; теоретические значения $F_{\max}^{\text{theor}}$ определяются численно [9], но процедура нахождения пары значений (G_{ic}, τ_f) методом наименьших квадратов полностью аналогична вышеописанной.

Поскольку созданное нами устройство предназначено для работы с относительно длинными волокнами (больше 5 мм), оно не позволяет измерять усилие начала отслаивания F_d. Поэтому коэффициент жесткости использованной в нем пружины специально был выбран достаточно малым с целью обеспечения квазистатического нагружения образца и повышения точности измерения силы вытягивания $F_{\max}$. По результатам измерений $F_{\max}$ рассчитывали кажущуюся межфазную сдвиговую прочность по формуле (1) и локальные адгезионные параметры (τ_d и G_{ic}) по формулам (2)–(5). Кроме того, измерения силы трения F_b между волокном и матрицей после полного разрушения адгезионного контакта позволило оценить усилие межфазного трения τ_f, которое, таким образом, оценивалось тремя способами: из силы F_b и дважды по методу наименьших квадратов в предположении силового и энергетического критериев разрушения.

Обсуждение полученных результатов и характеристик прибора. Значения адгезионных параметров и усилия трения для всех исследованных пар волокно–матрица, рассчитанные по

вышеописанной методике, приведены в табл. 2. Следует отметить, что выбранная методика измерения оказалась чувствительной к состоянию поверхности углеродного волокна перед формированием адгезионного контакта: для всех исследованных систем величины τ_d и G_{ic} выше в случае необработанных волокон, чем исходных. Для фторполимеров зарегистрировано также небольшое, но статистически значимое увеличение усилия межфазного трения, что подтверждается и возрастанием наблюдаемых значений силы F_b.

Таблица 2. **Параметры адгезии и трения для адгезионных соединений углеродных волокон с матрицами**

Матрица	Волокно	τ_{app} (МПа)	τ_f (МПа) по силе F_b	«Силовая» модель		«Энергетическая» модель	
				τ_d (МПа)	τ_f (МПа)	G_{ic} (Дж/м^2)	τ_f (МПа)
Парафин	Исходное	0,24–0,46	0,17–0,29	2,85	0,19	0,71	0,20
	Обработанное	0,33–0,61	0,14–0,19	4,61	0,14	2,30	0,14
Фт-32	Исходное	3,9–8,4	1,4–2,5	26,5	1,63	10,5	2,45
	Обработанное	7,3–10,3	2,1–3,6	36,3	2,51	17,7	3,95
ПТФЭ	Исходное	3,6–4,5	3,6–4,7	14,8	4,01	4,70	4,72
	Обработанное	8,0–8,8	6,5–8,5	33,3	7,13	17,2	8,41

Типичные зависимости силы вытягивания и кажущейся адгезионной прочности от длины склейки представлены на рис. 4. Экспериментальные точки хорошо ложатся на теоретические кривые, причем разброс данных для обработанных волокон несколько уменьшается. Это является свидетельством хорошего качества покрытия из фторполимера, формирующегося на волокне в результате ПХО. По-видимому, покрытие «закрывает» поверхностные дефекты, присущие исходным волокнам. Соответствие экспериментальных данных теоретическим кривым свидетельствует об адекватности выбранной модели. Следует отметить, что усилие межфазного трения τ_f, рассчитанное по теоретическим моделям, близко к значениям, полученным непосредственным наблюдением силы трения после полного разрушения адгезионного контакта. При этом значения τ_f по «энергетической» модели несколько завышены, что связано с исходными допущениями, принятыми в этой модели [4, 9]. Приближенную оценку величины τ_f можно получить непосредственно из графиков $F_{\max}(l_e)$ и $\tau_{app}(l_e)$ [21, 25]: по углу наклона прямой $F_{\max}(l_e)$ при $l_e \to \infty$ (рис. 4, *а*) для образцов постоянной ширины и экстраполяцией значений τ_{app} при $l_e \to 0$ (рис. 4, *б*) в случае эллипсоидальных капель. То, что полученные значения τ_f достаточно близки, несмотря на различие способов оценки, является дополнительным свидетельством в пользу применяемой модели.

Основным источником разброса получаемых данных ($F_{\max}$, τ_{app}) является дисперсия значений локальной адгезионной прочности на межфазной границе полимер–волокно, по сравнению с которой погрешность, вносимую прибором (за счет ошибки определения коэффициента упругости пружины и разброса силы трения между столиком и направляющими), можно считать малой.

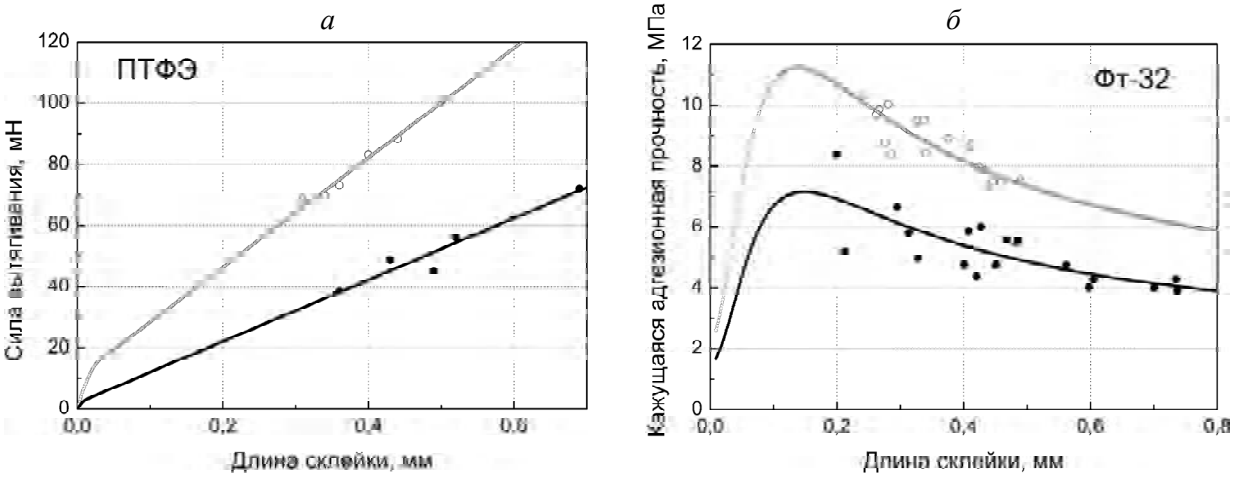


Рис. 4. Зависимость силы вытягивания (*а*) и кажущейся адгезионной прочности (*б*) от длины склейки в системах полимер – углеродное волокно: черные кружки – экспериментальные точки для исходных волокон; светлые – для обработанных в плазме, сплошные линии – теоретические кривые

Таким образом, разработанный нами прибор может успешно применяться для измерения параметров адгезии и межфазного трения в системах полимер – тонкое волокно. Точность измерений можно дополнительно повысить, используя пружину с меньшим коэффициентом упругости k, что уменьшит погрешность измерения как самого значения k, так и деформации пружины в процессе вытягивания.

Выводы

1. Разработанный нами прибор успешно применен для измерения адгезии и трения в системах моноволокно – полимерная матрица. Прибор чувствителен к состоянию поверхности волокна и позволяет надежно отслеживать изменения как адгезионной прочности, так и межфазного трения в системе.

2. Зависимости силы вытягивания и кажущейся адгезионной прочности от длины склейки хорошо описываются теоретическими кривыми. Кроме того, значения усилия межфазного трения τ_f достаточно близки при оценках разными способами. Это свидетельствует об адекватности принятой теоретической модели процесса разрушения адгезионного контакта.

3. Плазмохимическая обработка углеродных волокон увеличивает как адгезионную прочность, так и трение в их соединениях с ПТФЭ и фторопластом-32. При этом уменьшается разброс наблюдаемых значений $F_{\max}$ и τ_{app}, что является признаком высокого качества покрытий.

Литература

1. Липатов Ю. С. Физическая химия наполненных полимеров. М., 1977.
2. Довгяло В. А., Юркевич О. Р. Композиционные материалы и покрытия на основе дисперсных полимеров. Технологические процессы. Мн., 1992.
3. Hamada H., Ichihashi H., Ikuta N., Maekawa Z. // Proc. of the SPI/CI 49th Annual Conference, 1994. Section 17-B. P. 1–8.
4. Zhandarov S., Mäder E. // Composites Sci. Technol. 2005. Vol. 65. P. 149–160.
5. Жандаров С. Ф., Писанова Е. В., Довгяло В. А. // Механика композ. матер. 1992. № 3. С. 384–403.
6. Тамуж В. П., Корабельников Ю. Г., Рашкован И. А. и др. // Механика композ. матер. 1991. № 3. С. 641–647.
7. Yavin B., Gallis H. E., Scherf J. et al. // Polymer Compos. 1991. Vol. 12. P. 436–466.
8. Горбаткина Ю. А. Адгезионная прочность в системах полимер – волокно. М., 1987.
9. Zhandarov S., Mäder E. // J. Adhesion Sci. Technol. 2003. Vol. 17, N 7. P. 967–980.
10. Zhandarov S., Mäder E. // J. Adhesion Sci. Technol. 2005. Vol. 19, N 10. P. 817–855.
11. Nairn J. A. // Adv. Compos. Lett. 2000. Vol. 9, N 6. P. 373–383.
12. Järvelä P., Laitinen K. W., Purola J., Törmälä P. // Int. J. Adhesion Adhesives. 1983. Vol. 3, N 2. P. 141–147.
13. Довгяло В. А., Жандаров С. Ф., Писанова Е. В. // Механика композ. матер. 1990. № 1. С. 9–12.
14. Mäder E., Grundke K., Jacobasch H. - J., Panzer U. // Proc. of 31st International Man-Made Fibre Congress, Dornbirn (Austria), 1989.
15. Zhandarov S., Pisanova E., Schneider K. // J. Adhesion Sci. Technol. 2000. Vol. 14. P. 381–398.
16. Шелестова В. А., Серафимович В. В., Гракович П. Н. // Сб. тр. IV Междунар. симп. по теоретич. и прикл. плазмохимии, Иваново (Россия), 2005. С. 330–333.
17. Kerans R. J., Parthasarathy T. A. // J. Amer. Ceram. Soc. 1991. Vol. 74. P. 1585–1596.
18. Fu S. Y., Zhou B. L., Chen X. et al. // Composites. 1993. Vol. 24. P. 5–11.
19. Hampe A., Marotzke C. // J. Reinf. Plast. Compos. 1997. Vol. 16. P. 341–352.
20. Liu C.-H., Nairn J. A. // Int. J. Adhesion Adhesives. 1999. Vol. 19. P. 59–70.
21. Zhandarov S. F., Mäder E., Yurkevich O. R. // J. Adhesion Sci. Technol. 2002. Vol. 16. P. 1171–1200.
22. Жандаров С. Ф., Юркевич О. Р. Способ определения прочности адгезионного соединения в волокнистых композиционных материалах. Заявка № *a* 20050366 от 08.04.2005 г.
23. Nayfeh A. H. // Fibre Sci. Technol. 1977. Vol. 10. P. 195–209.
24. DiLandro L., DiBenedetto A. T., Groeger J. // Polymer Composites. 1988. Vol. 9. P. 209–221.
25. Жандаров С. Ф., Юркевич О. Р. // Слоистые композиционные материалы-2001: Тез. докл. Междунар. конф. Волгоград, 2001. С. 125–127.

S. F. ZHANDAROV, V. V. SERAFIMOVICH, V. A. SHELESTOVA, P. N. GRAKOVICH

AN APPARATUS FOR MEASURING ADHESIVE BOND STRENGTH BETWEEN SINGLE FIBERS AND POLYMER MATRICES

Summary

An apparatus for measuring interfacial adhesion and friction between single fibers and polymer matrices using the microbond technique has been developed. The device appeared to be sensitive to the state of the fiber surface; it reliably detects any variations in both adhesive strength and friction between the components. An example of testing adhesive joints between some polymers and carbon fibers, as-received and after plasma treatment, is considered in detail in order to discuss advantages and drawbacks of the apparatus, details of the measurement procedure and methods of experimental data treatment.

УДК 621.385.6

А. В. АКСЕНЧИК, А. А. КУРАЕВ, И. Ф. КИРИНОВИЧ

ПОДАВЛЕНИЕ САМОВОЗБУЖДЕНИЯ В ЛБВ НА ВОЛНООБРАЗНО ИЗОГНУТЫХ ПРЯМОУГОЛЬНЫХ ВОЛНОВОДАХ В СУБМИЛЛИМЕТРОВОМ ДИАПАЗОНЕ ДЛИН ВОЛН

Белорусский государственный университет информатики и радиоэлектроники

(Поступила в редакцию 11.07.2009)

Введение. В настоящее время интенсивно осваивается субмиллиметровый диапазон длин волн, особенно в коротковолновой его части. Как указывалось в [1–6], для работы в этом диапазоне применяются ЛБВ и ЛОВ на волнообразно изогнутых прямоугольных волноводах (рис. 1).

В [5, 6] рассчитаны частотные характеристики для ЛБВ субмиллиметрового диапазона и проведен подробный анализ влияния различных параметров ЛБВ на вид частотных характеристик. В этом диапазоне длин волн частотные характеристики ЛБВ будут иметь свои особенности, вызванные следующими причинами: 1) для получения приемлемого усиления необходимо применение многозвенных (одно звено – изогнутый отрезок волновода) приборов (число звеньев больше 20), это вызвано тем, что углы пролета электронов в зазорах взаимодействия велики (несколько радиан); 2) для уменьшения углов пролета электронов в зазорах необходимо повышенное ускоряющее напряжение; 3) на усиление прибора большое влияние оказывает проводимость стенок волновода.

В данной работе используется математическая модель, в которой учтены потери и диэлектрическое заполнение волновода. В разработанной математической модели [6] описанный прибор (рис. 1) моделируется цепочкой эквивалентных четырехполюсников. Один четырехполюсник описывает изогнутый отрезок прямоугольного волновода. Ввиду того что четырехполюсники моделируют отрезки одного и того же волновода, они оказываются согласованными и при изменении частоты. Полное описание модели приведено в [6]. В данной работе проведен анализ причин самовозбуждения ЛБВ и с учетом особенностей формирования частотных характеристик предлагаются методы для устранения самовозбуждения.

Результаты расчетов. По разработанной математической модели [6] составлена программа оптимизации параметров регулярных и нерегулярных ЛБВ на волнообразно изогнутом прямоугольном волноводе и проведены расчеты оптимальных по КПД вариантов приборов и их частотных характеристик.

Для работы на длине волны $\lambda_0 = 0{,}01$ см ($f_0 = 2997{,}928$ ГГц) рассчитан вариант регулярной ЛБВ (вариант А1) со следующими параметрами: ускоряющее напряжение $U_0 = 12$ кВ, ток электронного луча $I_0 = 0{,}15$ А, размеры волновода $a = 0{,}006$ см, $b = 0{,}0005$ см, эквивалентное сопротивление волновода $Z_w = 113{,}67$ Ом, радиус трубки дрейфа $R = 0{,}0002$ см, радиус электронного луча $r = 0{,}00016$ см, длина зазора $d = b$. Волновод изготовлен из меди с проводимостью $g = 57 \cdot 10^6$ См/м. В результате оптимизации параметров ЛБВ получены коэффициент усиления по мощности $K_p = 10\lg\left(P_{out} / P_{in}\right) = 13{,}6$ дБ, электронный КПД $\eta_e = 0{,}0006$, выходная мощность ЛБВ $P_{out} = 0{,}62$ Вт, входная мощность $P_{in} = 0{,}027$ Вт. Коэффициент фазы эквивалентного четырехполюсника 2,615 рад. Коэффициент фазы четырехполюсника K_φ определяет длину i-го от-

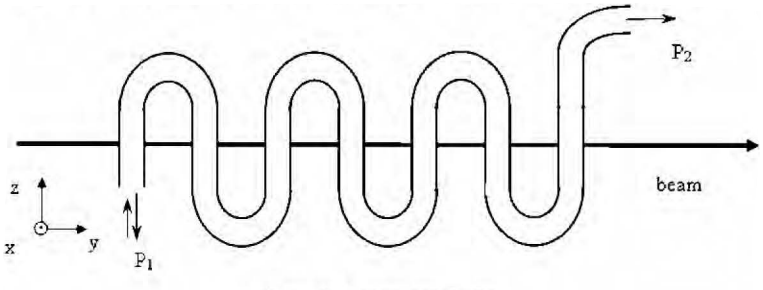


Рис. 1. Схема прибора

резка волновода, соответствующего одному звену волнообразно изогнутого прямоугольного волновода (рис. 1):

$$K_{\varphi i} = \frac{2\pi s_i}{\lambda_w}, \qquad (1)$$

где s_i – длина i-го изогнутого отрезка волновода (звена) по средней линии; λ_w – длина волны в волноводе. Число зазоров (изогнутых отрезков волновода) $N = 42$. Частотная характеристика данного варианта – зависимость коэффициента усиления по мощности K_p от относительной частоты $w = f / f_0$ приведена на рис. 2 (кривая *1*).

Как показывают расчеты, коэффициент фазы четырехполюсника эквивалентной схемы ЛБВ монотонно меняется от 0 до 3,14 при изменении относительной частоты w от 0,91 до 1,07. Из рис. 2 (кривая *1*) видно, что коэффициент усиления по мощности K_p монотонно меняется при изменении относительной частоты w от 0,91 до 1,07.

На рис. 2 (кривая *1*) отметим наличие двух полос усиления: первая лежит в полосе относительных частот w от 0,91 до 1,07, назовем ее «полосой усиления»; вторая – в диапазоне относительных частот 1,08–1,11, назовем ее «полосой генерации». Это название вызвано следующим фактом. Как показала проверка режима работы прибора, на частотах от 1,08 до 1,11 происходит самовозбуждение ЛБВ. Коэффициент фазы четырехполюсника эквивалентной схемы ЛБВ монотонно меняется от 3,16 до 3,30 при изменении относительной частоты от 1,08 до 1,11. На относительной частоте w = 1,08 наблюдается режим генерации, т. е. прибор самовозбудился, работает в режиме ЛОВ-ЛБВ (чистый режим ЛОВ будет наблюдаться тогда, когда в конце прибора напряжение на последнем зазоре и волновой КПД равны нулю, а в начале прибора на первых зазорах они максимальны). В результате самовозбуждения на входе прибора появляются электромагнитное (ЭМ) излучение встречной волны с мощностью 18,7 Вт. Мощность ЭМ-волны на выходе прибора равна 4,7 Вт. Самовозбуждение усилителя на определенных частотах является вредным явлением (особенно учитывая миниатюрные размеры прибора и достаточно большую мощность волны при самовозбуждении). Поэтому рассмотрим способы борьбы с самовозбуждением. Однако для этого необходимо знать влияние различных параметров прибора на частотные характеристики, что подробно исследовано в [5, 6].

Проверим *влияние тока луча* на самовозбуждение прибора для варианта А1, который был рассчитан для тока луча 0,15 А. Уменьшим ток луча до 0,1 А, входная мощность P_{in} = 0,027 Вт. Самовозбуждение сохранилось. Уменьшение тока луча до 0,025 А устраняет возбуждение, но и усиление уменьшилось до 4 дБ. Уменьшим входную мощность на 6 порядков, т. е. входная мощность $P_{in} = 0{,}027 \cdot 10^{-6}$ Вт, ток луча 0,15 А. Возбуждение в приборе сохраняется. Уменьшение входной мощности до нуля также ничего не меняет – возбуждение остается при токе луча 0,15 А.

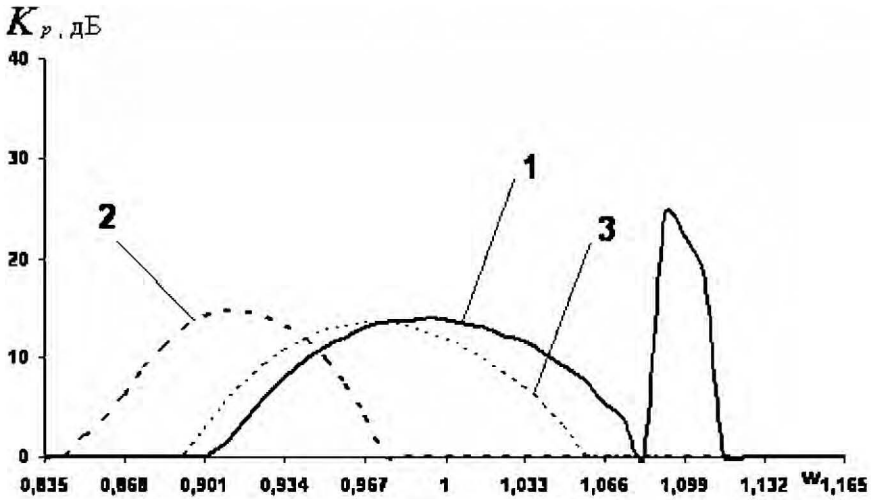


Рис. 2. Зависимость коэффициента усиления по мощности K_p от относительной частоты $w = f / f_0$: кривая *1* – вариант А1; кривая *2* – вариант А1 при входной мощности $P_{in} = 0{,}027 \cdot 10^{-6}$ Вт для ускоряющего напряжения U_0 = 13 кВ; кривая *3* – уменьшенная длина трубок дрейфа при входной мощности $P_{in} = 0{,}027 \cdot 10^{-3}$ Вт для ускоряющего напряжения U_0 11,5 кВ

Проверим, какой режим (самовозбуждение ЛБВ или режим ЛОВ) в варианте А1 реализовался. В данном типе прибора осуществляется дискретное взаимодействие электронного потока с полем периодической замедляющей системы (ЗС), выполненной на волнообразно изогнутом прямоугольном волноводе. Постоянная распространения β_{F_n} n-й пространственной гармоники периодической ЗС определяется таким образом [9]:

$$\beta_{F_n} = \beta_{F_0} + \frac{2\pi n}{L}, \tag{2}$$

где β_{F_0} – постоянная распространения нулевой пространственной гармоники, n – номер гармоники, L – период ЗС.

Относительная фазовая скорость n-й пространственной гармоники [9]

$$\frac{v_{F_n}}{c} = \frac{2\pi}{\lambda_g \beta_{F_n}}, \tag{3}$$

где β_{F_n} – постоянная распространения n-й пространственной гармоники, λ_g – длина волны генерации, c – скорость света в вакууме.

Для варианта А1 в результате расчета получены следующие данные: λ_g = 0,009357 см, L = 0,00193 см, коэффициент фазы четырехполюсника на длине волны генерации K_φ = 3,1675. Относительная скорость электронного потока $\beta_0 = v_0 / c$ = 0,213 (v_0 – скорость электронов). Изменение фазы φ ЭМ-поля волны генерации на периоде L замедляющей системы с учетом изгиба волновода определим как $\varphi = K_\varphi + \pi$ = 6,309. Находим относительную фазовую скорость нулевой пространственной гармоники [9]:

$$\frac{v_{F_0}}{c} = \frac{2\pi L}{\varphi \lambda_g}. \tag{4}$$

Подставляя полученные данные, определяем v_{F_0} / c = 0,2054. Используя формулу (3), вычисляем постоянную распространения нулевой пространственной гармоники: $\beta_{F_0} = \frac{2\pi c}{\lambda_g v_{F_0}}$ = 3269,217. Из формул (2) и (3) определим относительную фазовую скорость n-й пространственной гармоники:

$$\frac{v_{F_n}}{c} = \frac{2\pi}{\lambda_g (\beta_{F_0} + \frac{2\pi n}{L})}. \tag{5}$$

Подставляя в формулу (5) рассчитанные данные и n = –2, получаем v_{F-2} / c = –0,207. Отметим, что условие синхронизма выполняется между электронами и –2-й пространственной гармоникой:

$$\left| \frac{v_{F_{-2}}}{c} \right| \approx \beta_0. \tag{6}$$

Таким образом, возбуждение прибора в режиме ЛОВ на длине волны λ_g = 0,009357 см может выполняться на –2-й пространственной гармонике.

Для возбуждения колебаний в любом генераторе должно выполняться условие баланса фаз и баланса амплитуд. Выполнение баланса фаз необходимо для того, чтобы ЭМ-волна с выхода прибора по цепи обратной связи поступала на вход прибора в той же фазе, что и находящаяся там ЭМ-волна. Роль цепи обратной связи, с одной стороны, здесь может выполнять волнообразно изогнутый волновод (по которому распространяются ЭМ-волны как в прямом, так и в обратном направлениях, создавая цепь обратной связи). С другой, волнообразно изогнутый волновод можно рассматривать как периодическую структуру, поле которой содержит прямые и обратные пространственные гармоники.

Условие для баланса фаз при самовозбуждении колебаний имеет вид [7, 8]

$$\beta_{F_s} L_s + \beta_{F_{oc}} L_{oc} = 2\pi m, \tag{7}$$

где $\beta_{F_n} = \dfrac{2\pi c}{\lambda_g v_{F_s}}$ – постоянная распространения прямой ЭМ-волны в замедляющей системе, L_s – длина системы, v_{F_s} – фазовая скорость прямой ЭМ-волны в ЗС; $\beta_{F_{oc}}$ и L_{oc} – соответственно постоянная распространения обратной ЭМ-волны и длина системы по цепи обратной связи.

Постоянные распространения и фазовые скорости ЭМ-волн в (7) рассчитываются для «горячей» системы с учетом влияния электронного потока.

Рассматривая в качестве цепи обратной связи волновод и учитывая, что $L_s = L_{oc}$, $|\beta_{F_s}| = |\beta_{F_{oc}}|$, запишем условие (7) в следующем виде:

$$\frac{2\pi L_s c}{v_{F_s}} = \pi m. \tag{8}$$

Для волновода рассчитаем $v_{F_s} = c/\sqrt{1-(\lambda_g/2a)^2}$, учитывая, что для варианта А1 $L_s = L(N–1)$, подставляя данные величины в (8), получаем, что значение левой части (8) равно 3,167, правая часть (8) при $m = 1$ равна π. Условие баланса фаз примерно выполняется, т. е. возникает положительная обратная связь, приводящая к самовозбуждению прибора.

Проверим выполнение режима ЛОВ. Ранее мы показали, что в данной периодической структуре возникает –2-я пространственная гармоника с фазовой скоростью, близкой к скорости электронов. Фазовое условие возникновения генерации в ЛОВ имеет вид [1]

$$\beta_{F_s} L_s + \beta_{F_{oc}} L_{oc} = \pi(2m+1). \tag{9}$$

Здесь $\beta_{F_{oc}}$ – постоянная распространения *n*-й обратной пространственной гармоники, $L_s = L_{oc}$ – длина периодической структуры, в которой распространяются прямые и обратные пространственные гармоники.

С учетом формулы (3) перепишем условие (9) в следующем виде:

$$\frac{2\pi L_s c}{\lambda_g |v_{F_n}|} - \frac{2\pi L_s c}{\lambda_g v_0} = \pi(2m+1). \tag{10}$$

Подставляя в условие (10) данные из варианта А1, приведенные выше для U_0 = 12 кВ, и учитывая, что (λ_g = 0,009357 см, $L_s = L\times(N–1)$) n = –2, получаем $\pi(2m+1) \neq 7{,}11$ при любом m. Видим, что фазовое условие возбуждения колебаний в ЛОВ (9) не выполняется. Значит, в варианте А1 произошло самовозбуждение ЛБВ. При этом электронный КПД η_e =0,045, мощность возбужденного сигнала на входе прибора P_{out} =16,2 Вт.

Отметим, что данный вариант прибора можно использовать в качестве генератора СВЧ-колебаний на длине волны λ_g = 0,009357 см. При этом работает электронная перестройка частоты генерации при изменении ускоряющего напряжения в небольших пределах.

Расчеты показывают, что изменяя ускоряющее напряжение U_0, можно вывести прибор из режима генерации. Рассчитывалась частотная характеристика для ускоряющего напряжения U_0 = 13 кВ [5, 6]. «Полоса генерации» находится в диапазоне относительных частот *w* 1,09–1,1. Уменьшение входной мощности до $P_{in} = 0{,}027\cdot10^{-6}$ Вт устраняет сигнал в «полосе генерации», вид частотной характеристики этого варианта показан на рис. 2 (кривая *2*).

Таким образом, при увеличении ускоряющего напряжения изменяется вид режима самовозбуждения прибора – он переходит в режим регенеративного усиления. Следовательно, при подаче на прибор ускоряющего напряжения U_0 = 13 кВ и отсутствии входного сигнала он не возбудится и его можно использовать как усилитель в диапазоне относительных частот *w* 0,91–1,07.

Чтобы выяснить, чем отличается один режим от другого, рассчитаем относительные фазовые скорости нулевой и –2-й пространственных гармоник для длины волны возбуждения λ_g = 0,009195 см

варианта прибора с ускоряющим напряжением U_0 = 13 кВ (β_0=0,221), частотная характеристика которого приведена на рис. 2 (кривая *2*). Расчет относительных фазовых скоростей нулевой и –2-й пространственных гармоник дает соответственно: v_{F0}/c = 0,2045 и $|v_{F-2}/c|$ = 0,2156. Величина 0,2156 меньше относительной скорости электронного потока β_0=0,221, но все же близка к ней. Здесь также возможен режим генерации ЛОВ на –2-й пространственной гармонике. Подставим теперь в условие (10) данные из варианта А1, приведенные выше для U_0 = 13 кВ, тогда имеем $\pi(2m+1) \neq 6{,}53$ при любом *m*. Проверка условия самовозбуждения ЛБВ (8) дает $3{,}307 \approx \pi$. Здесь видно, что баланс фаз выполняется хуже, чем в предыдущем случае для варианта с U_0 =12 кВ ($3{,}167 \approx \pi$). Поэтому в приборе на данной частоте устанавливается режим регенеративного усиления, для возбуждения его необходим сигнал с небольшой мощностью, превышающей $0{,}027 \cdot 10^{-6}$ Вт.

Для варианта прибора А1 применим эффективный способ устранения самовозбуждения – *уменьшение длин трубок дрейфа* примерно на 10–15% относительно оптимальных. Частотная характеристика с уменьшенной длиной трубок дрейфа и входной мощностью $P_{in} = 0{,}027 \cdot 10^{-3}$ Вт имеет такой же вид, как на рис. 2 (кривая *2*). Видим, что при этом произошел сдвиг полосы усиления влево. Для того чтобы сдвинуть «полосу усиления» вправо, как отмечалось ранее в [6], необходимо уменьшить ускоряющее напряжение. На рис. 2 (кривая *3*) приведена частотная характеристика этого варианта для ускоряющего напряжения 11,5 кВ при входной мощности $P_{in} = 0{,}027 \cdot 10^{-3}$ Вт. Однако дальнейшее уменьшение ускоряющего напряжения U_0 приводит к появлению самовозбуждения.

Рассмотрим *влияние проводимости стенок волновода* на самовозбуждение прибора. Положим, что волновод изготовлен из металла с проводимостью $g \approx 20 \cdot 10^6$ См/м (например, молибден имеет проводимость $g \approx 19{,}3 \cdot 10^6$ См/м). Остальные параметры, как и в варианте А1. На рис. 3 (кривая *1*) приведены зависимости коэффициента усиления по мощности K_p от относительной частоты $w = f/f_0$ прибора с проводимостью стенок волновода $g \approx 20 \cdot 10^6$См/м для разных токов электронного луча I_0. Уменьшение входной мощности до значения $P_{in} = 0{,}027 \cdot 10^{-6}$ Вт результата не дает – возбуждение сохраняется. Однако уменьшение тока луча до 0,1 А при входной мощности $P_{in} = 0{,}027 \cdot 10^{-6}$ Вт устраняет самовозбуждение (рис. 3, кривая *2*).

Таким образом, уменьшение проводимости стенок волновода ухудшает условия самовозбуждения прибора, он начинает работать в режиме регенеративного усиления.

Влияние коэффициента фазы четырехполюсника на самовозбуждение. Расчеты показывают, что при коэффициенте фазы K_φ = 1,5 прибор может устойчиво без возбуждения работать в режиме усиления, если частота входного сигнала не выходит за пределы «полосы усиления».

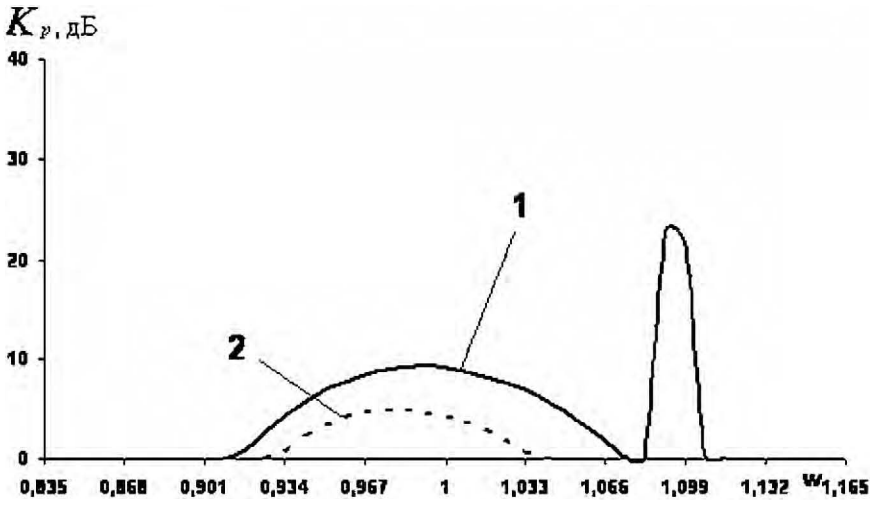


Рис. 3. Зависимость коэффициента усиления по мощности K_p от относительной частоты $w = f/f_0$ с проводимостью стенок волновода $g \approx 20 \cdot 10^6$ См/м для тока электронного луча I_0 : кривая *1* – I_0 = 0,15 А при входной мощности P_{in} = 0,027 Вт; кривая *2* – I_0 = 0,10 А при входной мощности $P_{in} = 0{,}027 \cdot 10^{-6}$ Вт

Для варианта прибора с коэффициентом фазы K_φ = 1,7 (остальные параметры, как у варианта А1) на рис. 4 приведена частотная характеристика (кривая *1*). Здесь наблюдается самовозбуждение в полосе относительных частот *w* 1,28–1,33. Помогает устранить самовозбуждение *уменьшение радиуса луча* до значения r = 0,00012 см, прибор начинает работать в режиме регенеративного усиления. Частотная характеристика приведена на рис. 4 (кривая *2*), причем входная мощность здесь уменьшена до $0{,}027 \cdot 10^{-4}$ Вт.

Отсутствие самовозбуждения в полосе относительных частот 1,28–1,33 свидетельствует о том, что на этих частотах происходит регенеративное усиление входного сигнала.

На рис. 5 (кривая *1*) приведена частотная характеристика варианта прибора с оптимальными длинами трубок дрейфа для коэффициента фазы K_φ = 3,0. Остальные параметры такие же, как и в исходном варианте А1. На относительных частотах 1,015–1,03 «полоса генерации» находится на границе «полосы усиления» прибора и наблюдается самовозбуждение.

Уменьшение радиуса луча до 0,0001 см изменяет режим работы прибора на этих частотах, он начинает работать в режиме регенеративного усиления. На рис. 5 (кривая *2*) приведена частотная характеристика, причем входная мощность здесь уменьшена до $0{,}027 \cdot 10^{-6}$ Вт. Отсутствие самовозбуждения в полосе 1,01–1,02 свидетельствует о том, что на этих частотах происходит регенеративное усиление входного сигнала.

Отметим, что при уменьшении радиуса электронного луча дисперсионная характеристика замедляющей системы не изменяется, т. е. «полоса усиления» и «полоса генерации» не всегда определяются дисперсионными характеристиками «холодных» замедляющих систем. Большое значение имеют взаимодействие активной и реактивной составляющих конвекционных токов в зазорах волновода с поперечными составляющими напряженностей полей прямых и обратных ЭМ-волн в волноводе.

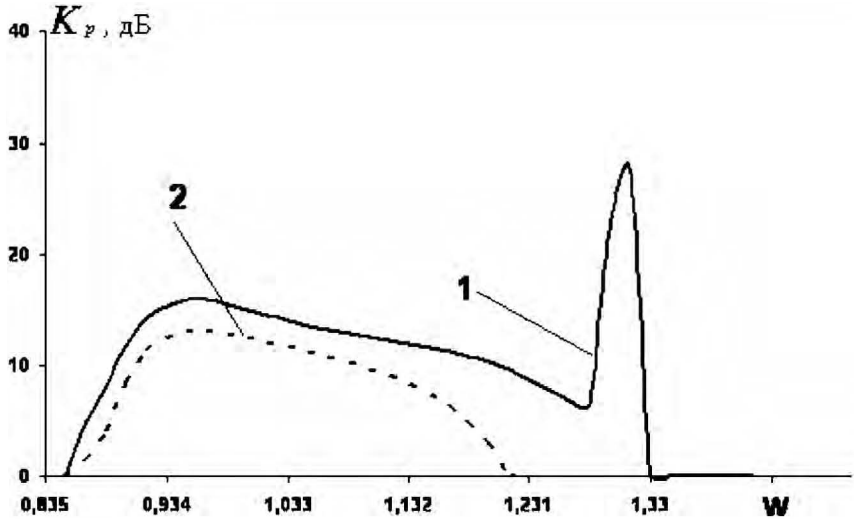


Рис. 4. Зависимость коэффициента усиления по мощности K_p от относительной частоты $w = f / f_0$ для прибора с коэффициентом фазы K_φ = 1,7: кривая *1* – входная мощность P_{in} = 0,027 Вт, радиус луча r = 0,00016 см; кривая *2* – входная мощность $P_{in} = 0{,}027 \cdot 10^{-4}$ Вт, радиус луча r = 0,00012 см

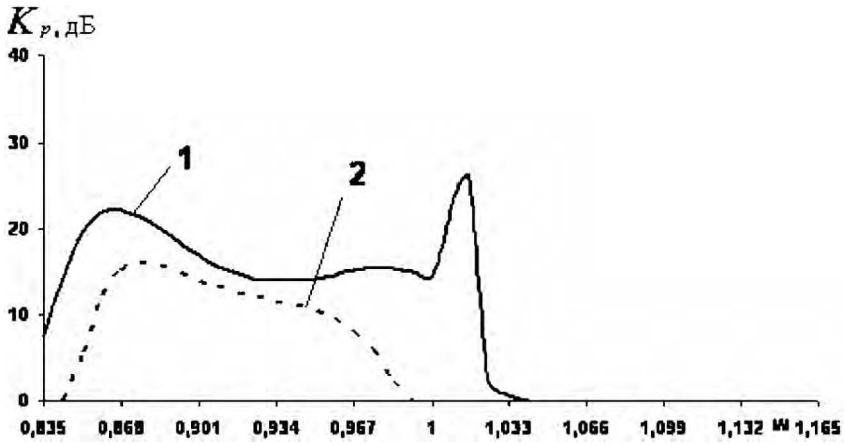


Рис. 5. Зависимость коэффициента усиления по мощности K_p от относительной частоты $w = f / f_0$ для прибора с коэффициентом фазы K_φ = 3,0: кривая *1* – входная мощность P_{in} = 0,027 Вт, радиус луча r = 0,00016 см; кривая *2* – входная мощность $P_{in} = 0{,}027 \cdot 10^{-6}$ Вт, радиус луча r = 0,0001 см

Рассмотрим ЛБВ с *диэлектрическим наполнением волновода*. В [5, 6] проведены расчеты частотных характеристик для варианта ЛБВ (вариант А1), но с волноводом, заполненным диэлектриком с $\varepsilon = 4$, «полоса генерации» отсутствует. Однако в волноводе с размерами, как в варианте А1, но заполненном диэлектриком, длина волны будет меньше, чем без диэлектрика и достаточно далека от критической. Соответственно меньше и характеристическое сопротивление волновода, что ведет к ухудшению взаимодействия ЭМ-волны и электронного пучка. Коэффициент усиления на относительной частоте $w = 1$ равен 8 дБ (для сравнения в варианте А1 $\varepsilon = 1$, $K_p = 13{,}6$ дБ). Уменьшим размер широкой стенки для увеличения длины волны в волноводе и характеристического сопротивления. Выбираем волновод с размерами $a = 0{,}003$ см, $b = 0{,}0005$ см, с эквивалентным сопротивлением $Z_w = 113{,}67$ Ом, волновод заполнен диэлектриком с $\varepsilon = 4$. На рис. 6 (кривая *1*) приведена зависимость коэффициента усиления по мощности K_p от относительной частоты $w = f / f_0$ для волновода с уменьшенным размером широкой стенки ($a = 0{,}003$ см, $b = 0{,}0005$ см), заполненного диэлектриком с $\varepsilon = 4$, входная мощность 0,027 Вт.

Усиление прибора $K_p = 12{,}9$ дБ на опорной частоте $w = 1$. Наблюдается самовозбуждение в полосе относительных частот 1,08–1,12. Для его устранения уменьшаем длины трубок дрейфа примерно на 10% при входной мощности $0{,}027 \cdot 10^{-6}$ Вт. На рис. 6 приведена частотная характеристика для этого варианта – кривая *2*. «Полоса генерации» отсутствует, прибор работает в режиме регенеративного усиления.

Проведем исследования *нерегулярных ЛБВ*. На рис. 7 (кривая *1*) приведена зависимость коэффициента усиления по мощности K_p от относительной частоты $w = f / f_0$ варианта нерегулярной ЛБВ (вариант А2) с такими же параметрами ускоряющего напряжения, тока луча, радиусов трубок дрейфа и луча, как в варианте А1, число зазоров (изогнутых секций волновода) $N = 42$, длина волны $\lambda_0 = 0{,}01$ см. Ток электронного луча $I_0 = 0{,}15$ А, входная мощность $P_{in} = 0{,}027$ Вт, средний коэффициента фазы $K_\varphi = 2{,}61$.

Самовозбуждение возникает в полосе относительных частот 1,075–1,1 (рис. 7, кривая *1*). Здесь возбуждение легко устраняется уменьшением тока луча до 0,1 А (рис. 7, кривая *2*), входная мощность $0{,}027 \cdot 10^{-6}$ Вт. Возбуждения не наблюдается, прибор на относительной частоте 1,099 работает в режиме регенеративного усиления.

Проверим *влияние длины трубок дрейфа*. Уменьшение их длины примерно на 10% относительно оптимальных устраняет самовозбуждение в полосе относительных частот 1,08–1,099. На рис. 7 (кривая *3*) приведена частотная характеристика нерегулярной ЛБВ с уменьшенными длинами трубок дрейфа: ток луча $I_0 = 0{,}15$ А, входная мощность $P_{in} = 0{,}027$ Вт, средний коэффициента фазы $K_\varphi = 2{,}61$. «Полоса усиления» сдвинулась влево.

Изменяя ускоряющее напряжение, можно сдвинуть «полосу усиления» вправо по оси относительных частот. На рис. 7 (кривая *4*) приведена частотная характеристика нерегулярной ЛБВ с уменьшенными длинами трубок дрейфа, с ускоряющим напряжением $U_0 = 11{,}6$ кВ. Дальнейшее уменьшение ускоряющего напряжения ухудшает режим: появляется «полоса генерации» на относительных частотах 1,075–1,099. Как видно из результатов расчетов, в нерегулярных ЛБВ легче устранять самовозбуждение.

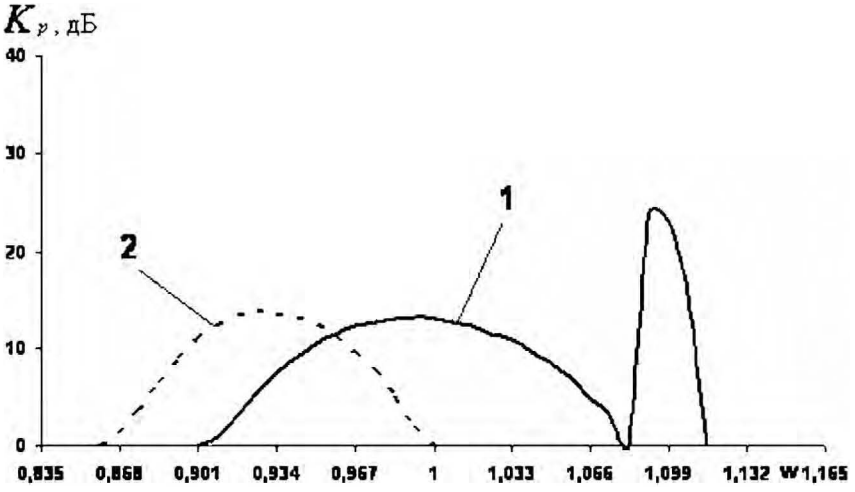


Рис. 6. Зависимости коэффициента усиления по мощности K_p от относительной частоты $w = f / f_0$ для волновода с уменьшенным размером широкой стенки, заполненным диэлектриком с $\varepsilon = 4$, $a = 0{,}003$ см, $b = 0{,}0005$ см: кривая *1* – входная мощность 0,027 Вт; кривая *2* – уменьшены длины трубок дрейфа, входная мощность $0{,}027 \cdot 10^{-6}$ Вт

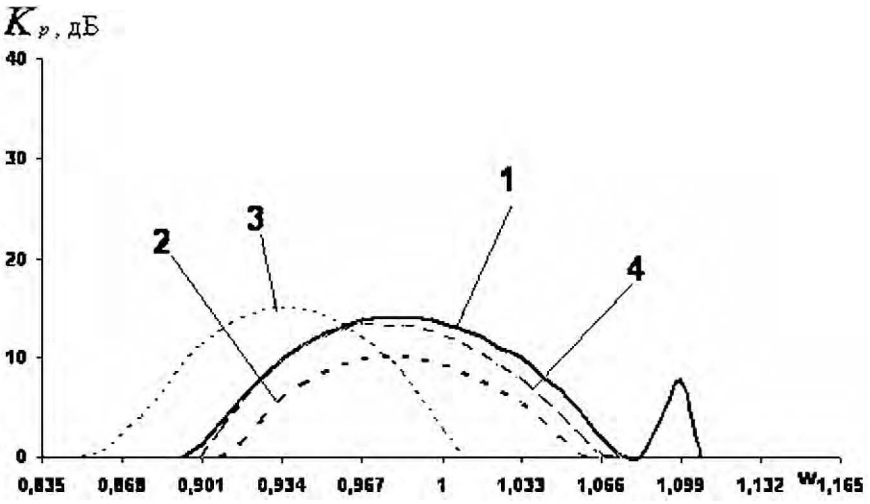


Рис. 7. Зависимость коэффициента усиления по мощности K_p от относительной частоты $w = f / f_0$ нерегулярной ЛБВ (длина волны $\lambda_0 = 0{,}01$ см, вариант прибора А2): кривая *1* – ток луча $I_0 = 0{,}15$ А, входная мощность $P_{in} = 0{,}027$ Вт; кривая *2* – ток луча $I_0 = 0{,}1$ А, входная мощность $P_{in} = 0{,}027 \cdot 10^{-6}$ Вт; кривая *3* – уменьшены длины трубок дрейфа, ускоряющее напряжение $U_0 = 12{,}0$ кВ; кривая *4* – уменьшены длины трубок дрейфа, ускоряющее напряжение 11,6 кВ

Проверим еще один способ устранения самовозбуждения – *разделение ЛБВ с большим числом зазоров и значительным усилением на две секции*. Секции по ЭМ-волне не связаны, а связаны только по электронному лучу. В первой секции электронный поток получает предварительную модуляцию по скорости и плотности. На вход второй секции поступает модулированный поток электронов, возбуждающий в этой секции ЭМ-волну, которая получает дальнейшее усиление. Развязка секций по ЭМ-полю позволяет устранить самовозбуждение ЛБВ.

Проведены расчеты двухсекционной ЛБВ с большим коэффициентом усиления на длине волны $\lambda_0 = 0{,}01$ см. Параметры луча и размеры трубок дрейфа и волновода такие же, как и в варианте А1: ускоряющее напряжение $U_0 = 12$ кВ, ток электронного луча $I_0 = 0{,}15$ А, число зазоров в обеих секциях одинаково ($N = 42$). Для первой секции выбран коэффициент $K_\varphi = 2{,}6165$, для второй $K_\varphi = 1{,}3$, что позволяет разнести по частоте «полосы генераций» в каждой секции.

На рис. 8 (кривая *1*) для данного варианта приведена зависимость коэффициента усиления по мощности K_p от относительной частоты $w = f / f_0$. На относительной частоте $w = 0{,}934$ коэффициент усиления по мощности K_p этого варианта двухсекционной ЛБВ равен 38,2 дБ, электронный КПД $\eta_e = 0{,}0134$, выходная мощность ЛБВ $P_{out} = 17{,}6$ Вт при входной мощности $P_{in} = 0{,}0027$ Вт.

В полосе относительных частот 1,08–1,1 наблюдается возбуждение прибора. Однако при уменьшении входной мощности до $0{,}0027 \cdot 10^{-5}$ Вт амплитуда сигнала на этих частотах отсутствует, следовательно, прибор работал в режиме регенеративного усиления. На рис. 8 (кривая *2*) приведена частотная характеристика данного варианта.

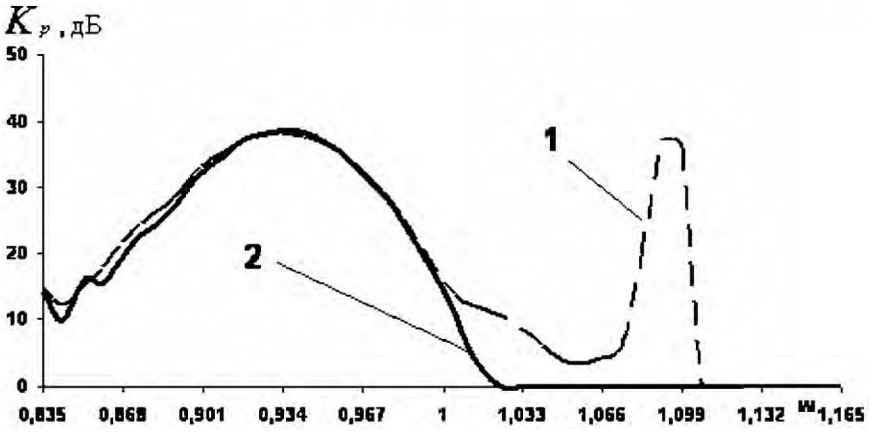


Рис. 8. Зависимость коэффициента усиления по мощности K_p от относительной частоты $w = f / f_0$ (двухсекционная ЛБВ, длина волны $\lambda_0 = 0{,}01$ см): кривые *1*, *2* – $P_{in} = 0{,}0027$; $0{,}0027 \cdot 10^{-5}$ Вт соответственно

Заключение. Проведен анализ физических явлений в процессе самовозбуждения ЛБВ. Установлено, что причиной самовозбуждения является возникновение положительной обратной связи за счет обратной волны, возникающей при возбуждении волнообразно изогнутого волновода поперечным электронным потоком. Отмечается, что самовозбуждение возникает на тех частотах, где коэффициенты фаз эквивалентных четырехполюсников близки к нулю или π.

Рассмотрены способы устранения самовозбуждения ЛБВ. Последнее чаще сводится к переводу прибора из режима самовозбуждения в режим регенеративного усиления – прибор работает в режиме усиления в «полосе усиления», если отсутствует сигнал в «полосе генерации», то самовозбуждения нет.

Подробно описано влияние на самовозбуждение ЛБВ различных факторов: изменения оптимальных длин трубок дрейфа, тока электронного луча, ускоряющего напряжения, радиусов трубки дрейфа и луча, коэффициентов фаз эквивалентных четырехполюсников или длин отрезков изогнутого волновода, диэлектрического наполнения волновода, размеров волновода, проводимости стенок волновода, нерегулярности коэффициентов фаз и длин трубок дрейфа, использования многосекционных приборов. Отметим, что для конкретной ЛБВ наиболее эффективным методом устранения самовозбуждения оказывается применение одного из вышеперечисленных факторов.

Следует отметить, что «полоса усиления» и «полоса генерации» не всегда определяются дисперсионными характеристиками «холодных» замедляющих систем, а большое значение имеет взаимодействие активной и реактивной составляющих конвекционных токов в зазорах волновода с поперечными составляющими напряженностей полей прямых и обратных ЭМ-волн в волноводе.

Литература

1. Аксенчик А. В., Кураев А. А. Мощные приборы СВЧ с дискретным взаимодействием (теория и оптимизация). Мн., 2003.
2. Lyon D. B., Theiss A. J. // IEDM 1994. P. 918–920.
3. Seong-Tae Han, Jung-I1 Kim, Gun-Sik Park // Third IEEE International Vacuum Electronics Conference 2002, DoubleTree Hotel Monterey, California, April 23 –25. 2002. P. 94–95.
4. Aksenchyk A. V., Kurayev A. A // 6-th International Kharkov Symposium «Physics and Engineering of Millimeter and Submillimeter Waves (MSMW'07)/Kharkov, Ukraine, June 25–30. 2007. P. 266–268.
5. Аксенчик А. В., Кураев А. А., Киринович И. Ф. // Материалы 19 Международной Крымской конференции «СВЧ-техника и телекоммуникационные технологии» (КрыМиКо'2009), 14–18 сент. 2009. Т. 1. С. 167–168.
6. Аксенчик А. В., Кураев А. А., Киринович И. Ф. // Весці НАН Беларусі. Сер. фіз.-тэхн. навук. 2009. № 3. С. 113–124.
7. Кацман Ю. А. Приборы сверхвысоких частот. Теория, основы расчета и проектирования электронных приборов. М., 1973. Т. II.
8. Лебедев И. В. Техника и приборы сверхвысоких частот. Т. II: Электровакуумные приборы СВЧ / Под ред. Н. Д. Девяткова. Изд. 2-е, переработ. и доп. М., 1972.
9. Тараненко З. И., Трохименко Я. К. Замедляющие системы. Киев, 1965.

A. V. AKSENCHYK, A. A. KURAYEV, I. F. KIRINOVICH

SELF-EXCITATION SUPPRESSION IN TWT ON WAVY BENT RECTANGULAR WAVEGUIDES IN THE SUBMILLIMETER WAVELENGTH RANGE

Summary

Physical processes of self-excitation a TWT are analyzed and the kind of a mode of self-excitation is defined. Influence of various factors on device self-excitation is described. Taking into account features of formation of frequency characteristics of a TWT in a submillimeter wavelength range, methods of elimination of self-excitation are offered.

ДИАГНОСТИКА И БЕЗОПАСНОСТЬ ТЕХНИЧЕСКИХ И ПРИРОДНЫХ СИСТЕМ

УДК 620.179.14

Н. Н. ЗАЦЕПИН

АНАЛИТИЧЕСКИЙ МЕТОД ОПИСАНИЯ КРИВОЙ РАСТЯЖЕНИЯ В ШИРОКОМ ДИАПАЗОНЕ НАПРЯЖЕНИЙ ВПЛОТЬ ДО РАЗРЫВНЫХ УСИЛИЙ ФЕРРОМАГНИТНОГО ОБРАЗЦА (1. ОБЩЕЕ ПРЕДСТАВЛЕНИЕ ЗАКОНОМЕРНОСТЕЙ ДЕФОРМИРОВАННОГО ТЕЛА С ПРИМЕНЕНИЕМ ФУНКЦИИ РАСПРЕДЕЛЕНИЯ. ОБОБЩЕНИЕ ЗАКОНА ГУКА)

Институт прикладной физики НАН Беларуси

(Поступила в редакцию 08.05.2008)

1. В литературе опубликовано много эмпирических выражений для описания кривой растяжения, которые, к сожалению, обладают двумя существенными недостатками. Во-первых, в них входят эмпирические коэффициенты, не имеющие физического смысла и справедливые практически для заданного материала образца в узком диапазоне механических напряжений. Во-вторых, предложенные формулы не охватывают всей области изменения напряжений от упругих и до пластически деформированных вплоть до разрыва испытуемого образца.

Поэтому поставлена задача: разработать по возможности такой аналитический метод, который позволил бы с приемлемой точностью описать кривую растяжения материала во всем диапазоне: от упругих и до пластически деформированных напряжений вплоть до разрыва испытуемого материала образца.

2. Для описания искомой кривой растяжения будем представлять ее аналитической функцией с учетом теории внутренних напряжений в следующем виде:

$$\sigma = E\sum_{n=1}^{\infty}(-1)^n f(\varepsilon)\bar{e}^{n\varepsilon}, \tag{1}$$

где E – модуль упругости (модуль Юнга); $f(\varepsilon)$ – функция распределения относительных изменений деформаций растяжения; ε – относительная деформация образца.

Будет показано, что аналитическое выражение (1) охватывает весь диапазон напряжений: от упругих и до пластически деформированных, включая разрывное состояние материала образца. Отметим, что точность описания кривой растяжения существенно зависит от функции распределения $f(\varepsilon)$. Последняя должна удовлетворять условию необходимой точности расчета при измерении растягивающих напряжений в широком диапазоне. Функцию распределения $f(\varepsilon)$ будем представлять следующим аналитическим выражениям:

$$f(\varepsilon) = \left(\bar{e}^{\varepsilon_y} - q\right)^n + \left(2\bar{e}^{\ K_{ym}\varepsilon_y} - 1\right)^n, \tag{2}$$

где q и K_{ym} – безразмерные параметры, которые будут найдены из начальных и граничных условий.

Подстановка функции (2) в (1) дает

$$\sigma = E\sum_{n=1}^{\infty}(-1)^n\left[(\bar{e}^{\varepsilon_y} - q)^n + (2\bar{e}^{-K_{ym}\varepsilon_y} - 1)^n\right]\bar{e}^{n\varepsilon_y}. \tag{3}$$

Данная формула справедлива как для упругой, так и пластически деформированной области. Вначале рассмотрим упругую область.

3. Аналитическое описание кривой растяжения для упругих напряжений. (Отклонение от закона Гука.)

Для упругих напряжений равенство (3) запишем так:

$$\sigma_y = E\left\{\sum_{n=1}^{\infty}(-1)^n\left[(\overline{e}^{\ \varepsilon_y} - q_y)^n + (2\overline{e}^{K_{ym}\varepsilon_y} - 1)^n\right]\overline{e}^{n\varepsilon_y} - \frac{1}{2}\right\}, \tag{4}$$

где ε_y – относительное изменение деформации в упругой области; q_y и K_{ym} – безразмерные упругие параметры. Введение члена $\left(-\frac{1}{2}E\right)$ будет обосновано ниже.

Найдем условие, при котором формула (4) трансформируется к формуле Гука:

$$\sigma_y = \varepsilon_y E. \tag{5}$$

Для нахождения суммы ряда (4) наложим на его члены условия

$$\left(\overline{e}^{\varepsilon_y} - q_y\right)\overline{e}^{\varepsilon_y} < 1; \quad (2\overline{e}^{K_{ym}\varepsilon_y} - 1)\overline{e}^{\varepsilon_y} < 1. \tag{6}$$

В этом случае ряд (4) представляет бесконечно убывающую геометрическую прогрессию.

Поэтому имеем для 1-го члена

$$\sum_{n=1}^{\infty}(-1)^n(\overline{e}^{\varepsilon_y} - q_y)^n\overline{e}^{n\varepsilon_y} = -\frac{(\overline{e}^{\varepsilon_y} - q_y)\overline{e}^{\varepsilon_y}}{1 + (\overline{e}^{\varepsilon_y} - q_y)\overline{e}^{\varepsilon_y}}. \tag{7}$$

Аналогично для 2-го члена (4)

$$\sum_{n=1}^{\infty}(-1)^n(2\overline{e}^{K_{ym}\varepsilon_y} - 1)^n\overline{e}^{n\varepsilon_y} = \frac{(2\overline{e}^{K_{ym}\varepsilon_y} - 1)\overline{e}^{\varepsilon_y}}{1 + (2\overline{e}^{K_{ym}\varepsilon_y} - 1)\overline{e}^{\varepsilon_y}}. \tag{8}$$

Подставив (7) и (8) в (4), получим обобщенную формулу для определения σ_y в упругой области деформации:

$$\sigma_y = E\ \left\{-\frac{(\overline{e}^{\varepsilon_y} - q_y)\overline{e}^{\varepsilon_y}}{1 + (\overline{e}^{\varepsilon_y} - q_y)\overline{e}^{\varepsilon_y}} + \frac{(2\overline{e}^{K_{ym}\varepsilon_y} - 1)\overline{e}^{\varepsilon_y}}{1 + (2\overline{e}^{K_{ym}\varepsilon_y} - 1)\overline{e}^{\varepsilon_y}} - \frac{1}{2}\right\}. \tag{9}$$

Отметим, что относительное изменение деформации ε_y во всей упругой области напряжений будет намного меньше $1\left(\varepsilon_y << 1\right)$, где ε_{ym} – наибольшая относительная деформация. Этой точке соответствует предел упругости $\sigma_{\text{упр}}$.

4. На выражение (9) накладываем два условия: при $\varepsilon_y = 0$ функция (9), описывающая зависимость $\sigma_y\left(\varepsilon_y\right)$, и формула (5), отображающая закон Гука, должны по величине совпадать, т. е. $\sigma_y\left(\varepsilon_y\right) = \sigma_{y2}\left(\varepsilon_{y2}\right)$. Это равенство выполняется тогда, когда в (9) упругий параметр $q_y = 1$, а упругий параметр K_{ym} пока не определен.

Таким образом, для недеформированного материала $\left(\varepsilon_y = 0\right)$ обе формулы (5) и (9) совпадают, если принять $q_y = 1$ и при любом фиксированном параметре K_{ym}.

Если упругая деформация материала достигает наибольшего значения $\varepsilon_y = \varepsilon_{ym}$, то напряжения σ_y и σ_{ε} в формулах (5) и (9) должны быть равны между собой:

$$-\frac{(\bar{e}^{\varepsilon_{ym}}-1)\bar{e}^{\varepsilon_{ym}}}{1+(\bar{e}^{\varepsilon_{ym}}-1)\bar{e}^{\varepsilon_{ym}}}+\frac{(2\bar{e}^{K_{ym}\varepsilon_{ym}}-1)\bar{e}^{\varepsilon_{ym}}}{1+(2\bar{e}^{K_{ym}\varepsilon_{ym}}-1)\bar{e}^{\varepsilon_{ym}}}-\frac{1}{2}=\varepsilon_{ym}. \quad (10)$$

Из полученного уравнения (10) найдем упругий параметр K_{ym}. Для этого введем обозначение

$$\beta_{ym}=\frac{1}{2}+\varepsilon_{ym}+\frac{(\bar{e}^{\varepsilon_{ym}}-1)\bar{e}^{\varepsilon_{ym}}}{1+(\bar{e}^{\varepsilon_{ym}}-1)\bar{e}^{\varepsilon_{ym}}}. \quad (11)$$

Подстановка формулы (11) в (10) после соответствующих упрощений в результате дает

$$K_{ym}=-\frac{1}{\varepsilon_{ym}}\ln\left[\frac{1}{2}+\frac{1}{2}\frac{\beta_{ym}e^{\varepsilon_{ym}}}{(1-\beta_{ym})}\right]. \quad (12)$$

Ч и с л е н н ы й п р и м е р. Для $\varepsilon_{ym}=0,05$ имеем $\beta_{ym}=0,5014$; упругий параметр $K_{ym}=-0,566$.

Следовательно, обобщенный закон для упругого диапазона деформации принимает окончательный вид

$$\hat{\sigma}_{yн}=E\left\{-\frac{(\bar{e}^{\varepsilon_y}-1)\bar{e}^{\varepsilon_y}}{1+(\bar{e}^{\varepsilon_y}-1)\bar{e}^{\varepsilon_y}}+\frac{(2\bar{e}^{K_{ym}\varepsilon_y}-1)\bar{e}^{\varepsilon_y}}{1+(2\bar{e}^{K_{ym}\varepsilon_y}-1)\bar{e}^{\varepsilon_y}}-\frac{1}{2}\right\}. \quad (13)$$

5. В обобщенном законе (13) искомое упругое напряжение растяжения зависит от двух упругих параметров: относительной нелинейной деформации материала и безразмерного параметра в точке предела упругости.

Для практических целей и получения прозрачности новых результатов представим выражение (13) в канонической форме.

Для упрощения (13) введем обозначения

$$a=\bar{e}^{\varepsilon_y}\left(\bar{e}^{\varepsilon_y}-1\right);\quad b=\bar{e}^{\varepsilon_y}\left(2\bar{e}^{K_{ym}\varepsilon_y}-1\right). \quad (13')$$

Искомая функция принимает простой вид

$$\hat{\sigma}_{yн}=E\left(\frac{1}{1+a}-\frac{1}{1+b}-\frac{1}{2}\right). \quad (13'')$$

Разложим функцию (13″) в ряд Маклорена и ограничим его четырьмя членами

$$\frac{E}{1+a}=E\left(1+x-\frac{x^2}{2}-\frac{5}{6}x^3+\ldots\right);\quad x=\varepsilon_y<<1, \quad (13''')$$

$$\frac{E}{1+b}=E\left(\frac{1}{2}+\frac{3}{4}\hat{x}+\frac{\hat{x}^2}{4}-\frac{15}{48}\hat{x}^3+\ldots\right);\quad \hat{x}=\frac{1}{2}\left(K_{ym}+1\right)x. \quad (13^{IV})$$

Подстановка формул (13‴) и (13^{IV}) в (13″) после простых упрощений в результате дает

$$\hat{\sigma}_{yн}=\sigma_{yг}\left(A-By+Cy^2\right);\quad y=\varepsilon_y<<1. \quad (14)$$

$$A=1-\frac{3}{8}\left(K_{ym}+1\right);\quad B=\frac{1}{2}\left[1+\frac{1}{8}(K_{ym}+1)^2\right], \quad (14')$$

$C=\frac{5}{6}\left[-1+\frac{3}{64}(K_{ym}+1)^3\right]$; $\sigma_{yг}=\varepsilon_y E$ – формула Гука.

Смысл выражения в круглых скобках (14) состоит в том, что оно дает отклонение расчетного напряжения растяжения образца от напряжения, рассчитанного по закону Гука. Искомое отклонение обусловлено нелинейностью относительной деформации ε_y и нелинейностью упругого деформационного параметра K_{ym}, определяемого на кривой в точке предела упругости. Поэтому выражение в круглых скобках (14) назовем нелинейным деформационным параметром и обозначим его через $Д_н$. Формулу (14) с учетом сказанного запишем в компактной форме

$$\hat{\sigma}_{yн} = \sigma_{yг} Д_н, \tag{15}$$

где

$$\sigma_{yг} = \varepsilon_Y E;\ \ Д_н = (A - By + Cy^2);\ \ y = \varepsilon_y << 1. \tag{15′}$$

Представленную формулу (15) назовем обобщенным законом упругой деформации.

Простой расчет показывает, что 2-й относительный упругий параметр заключен в интервале

$$0 \le \left(K_{ym} + 1\right) \le 1,6, \tag{15″}$$

причем для линейной задачи $K_{ym} = -1$.

Для частного случая, если не учитывать нелинейные члены в (14), то при $K_{ym} = -1$ обобщенный закон упругой деформации в точности совпадает с формулой Гука.

6. Остановимся подробнее на описании тех процессов, которые имеют место в узкой зоне предела упругости. Вначале примем идеальную модель (рис. 1). Для данной модели будем считать, что конечная точка *A* на прямой растяжения, отображающей линейный закон Гука, расположена на границе раздела двух различных режимов: с правой стороны от точки *A* начинается процесс пластического деформирования, а слева от точки *A* – конечный процесс упругого деформирования. Для последнего режима напряжение растяжения достигает предела упругости, а относительное изменение деформации стремится к наибольшему значению $\left(\varepsilon_y = \varepsilon_{ym}\right)$. При этом упругая область деформации изменяется в диапазоне от 0 и до ε_{ym}.

В физически малом интервале деформации $\Delta\varepsilon$ (справа от точки *A*) не может совершаться по линейному закону Гука, так как в пределах его применимости он справедлив только для обратимого процесса деформирования и перестает «работать» даже физически в малом интервале $+\Delta\varepsilon$, так как начинается необратимый процесс поверхностного пластического деформирования материала (ППД). Вогнутая кривая *OBA* (рис. 2, *а*), которая характеризует степень отклонения от линейной формулы Гука, как раз служит основой начала необратимого процесса ППД. В данной ситуации упругость материала как бы возрастает. Кроме указанного в реальных условиях, возможно, отклонение необратимого процесса в интервале $-\Delta\varepsilon$ состоит в том, что напряженное состояние материала, осуществляется по выпуклой кривой растяжения (рис. 2, *б*).

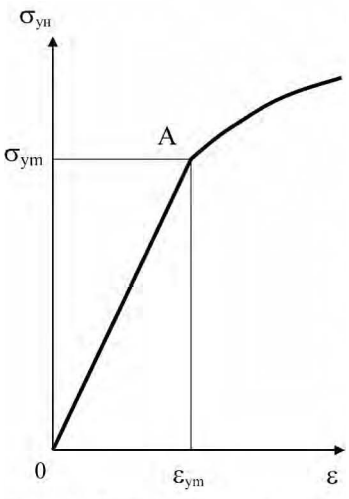


Рис. 1. Линейная зависимость упругого напряжения от относительной деформации материала. Точка *A* – предел упругости

Отметим, что если бы в зоне $+\Delta\varepsilon$ «работал» закон Гука, то при переходе от упругого к процессу ППД нарушилось бы условие непрерывности и однозначности параметров кривой растяжения. В рассматриваемой ситуации упругость материала как бы уменьшается. Из анализа кривых растяжения следует, что кривизна их может быть по знаку как положительной (рис. 2, *а*), так и отрицательной (рис. 2, *б*). Если возникнет необходимость, то кривизной можно регулировать кривые растяжения в заданных пределах.

7. Не представляет труда найти аналитические выражения кривых деформаций. Для рис. 1, *б* искомое уравнение представим в форме

$$\sigma_{yн2} = \sigma_{yг}\left(A - B\varepsilon_y - |C|\varepsilon_y^2\right), \tag{16}$$

где коэффициент $|C|$ взят по модулю.

Так как в точке предела упругости $\left(\varepsilon_y = \varepsilon_{ym}\right)$ справедливо равенство $\sigma_{yн2} = \sigma_{yг}$, то, подставляя A в (16), находим необходимое соотношение

$$K_{ym} + 1 = -\frac{8}{3}\left(B\varepsilon_{ym} + |C|\varepsilon_{ym}^2\right). \quad (16')$$

Подстановка A из формул (14′) и (16′) в (16) после упрощений дает окончательное равенство нижней кривой деформаций

$$\sigma_{yн2} = \sigma_{yг}\left\{1 - \left[B\left(\varepsilon_{ym} - \varepsilon_y\right) + |C|\left(\varepsilon_{ym}^2 - \varepsilon_y^2\right)\right]\right\}, \quad (17)$$

где $0 \le \varepsilon_y \le \varepsilon_{ym}$. Отсюда видно, что искомая кривая $\sigma_{yн2}$ расположена ниже относительно прямой Гука.

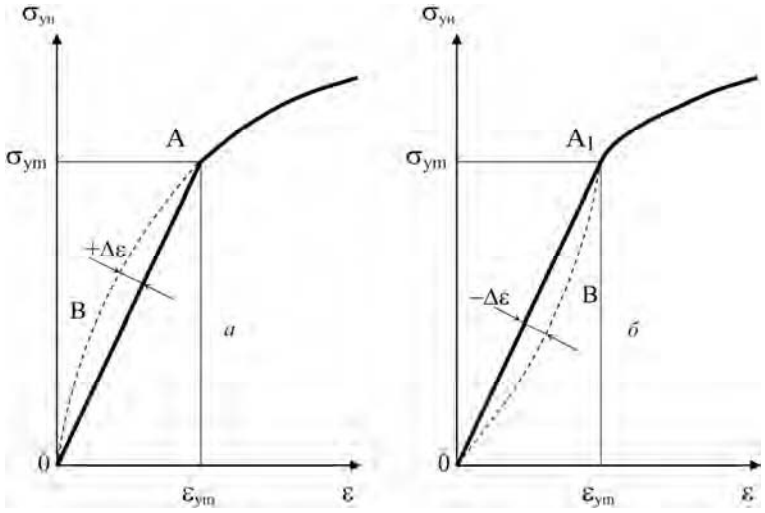


Рис. 2. Нелинейная зависимость вогнутой кривой *OBA* от относительной деформации (*а*); нелинейная зависимость выпуклой кривой OBA_1 от относительной деформации (*б*). Участки прямых *OA* и OA_1 – линейная зависимость упругого напряжения от относительной деформации

Для кривой деформаций (рис. 1, *а*) искомое уравнение запишем так:

$$\sigma_{yн1} = \sigma_{yг}\left(A + B\varepsilon_y + |C|\varepsilon_y^2\right). \quad (18)$$

Применяя вышеизложенную методику, получаем окончательное выражение

$$\sigma_{yн1} = \sigma_{yг}\left[1 + B\left(\varepsilon_{ym} - \varepsilon_y\right) + |C|\left(\varepsilon_{ym}^2 - \varepsilon_y^2\right)\right], \quad (19)$$

$$0 \le \varepsilon_y \le \varepsilon_{ym}.$$

Из формулы (19) имеем: верхняя кривая (штриховая линия) деформации (рис. 2, *а*) на всем диапазоне относительной деформации расположена выше прямой зависимости Гука.

Из формул (17) и (19) получаем

$$\sigma_{yг} = \frac{1}{2}\left(\sigma_{yн1} + \sigma_{yн2}\right). \quad (19')$$

Линейное напряжение деформации (по Гуку) равно среднему арифметическому значению двух нелинейных составляющих упругих напряжений: выпуклой и вогнутой кривых деформаций. Выведенная формула справедлива для всей области упругих напряжений, что подтверждается данными табл. 2, 3.

8. Изложим проблемный вопрос применения нелинейности кривых деформации в окрестности предела упругости для расчета «глубины» («ширины») ППД. В основу расчета положена выведенная формула (19) для определения напряжения деформации в зоне предела упругости

$$\sigma_{yн} - \sigma_{yг} = \sigma_{yг}\left(\varepsilon_{ym} - \varepsilon_y\right)\left[B + |C|\left(\varepsilon_{ym} + \varepsilon_y\right)\right]. \quad (20)$$

Для линейного закона Гука имеем $\sigma_{yн} = \sigma_{yг}$. Это равенство может выполняться при $\sigma_{yн} = \sigma_{ym}$. Другой случай может иметь место, если параметры деформации ε_{ym} и ε_y в зоне ППД принимают приращение $\Delta\varepsilon_{дн}$, т. е. $\varepsilon_{ym} + \Delta\varepsilon_{дн}$; $\varepsilon_y + \Delta\varepsilon_{дн}$. Поэтому правую часть в квадратных скобках (20) запишем так:

$$B + |C|\left(\varepsilon_{ym} + \varepsilon_y + 2\Delta\varepsilon_{дн}\right) = 0.$$

Отсюда найдем «глубину» ППД

$$\Delta\varepsilon_{\partial н} = h_{\text{уппд}} = \frac{1}{2}\left[\frac{B}{|C|} - \left(\varepsilon_{ут} + \varepsilon_y\right)\right].$$

Подстановка B и $|C|$ из (14′) дает окончательное выражение «глубины» УППД:

$$h_{\text{уппд}} = \frac{1}{2}\left[\frac{1+\frac{1}{8}\left(K_{ут}+1\right)^{2}}{\frac{5}{3}\left|-1+\frac{3}{64}\left(K_{ут}+1\right)^{3}\right|} - \left(\varepsilon_{ут}+\varepsilon_y\right)\right]. \tag{21}$$

Из выведенной формулы видно, что искомая «глубина» ППД однозначно в основном связана со 2-м предельным параметром упругости $K_{ут}$ и слабо зависит от $\varepsilon_{ут}$. Так как для нашей задачи пластическая деформация в рассматриваемой зоне неразрывно связана с упругой деформацией ферромагнетика, то такой вид деформации назовем упругой поверхностной пластической деформацией (УППД).

П р и м е р. Для стали 30ХГСА имеем: $\varepsilon_{ут} = 3{,}81\cdot 10^{-3}$; $K_{ут} = -0{,}50430$; $\varepsilon_{ут} + \varepsilon_y = 2\varepsilon_{ут}$. Расчет по формуле (21) дает

$$h_{\text{уппд}} = 0{,}3028. \tag{21′}$$

Из теоретически полученного результата можно сделать следующий вывод. Так как в теории не учитываем электромагнитные потери, которые идут на трение и джоулево тепло проводящей ферромагнитной среды, то относительная «глубина» установленного эффекта остается постоянной во всем диапазоне растягивающих деформаций – от упругих и до разрывных усилий. Во избежание недоразумений, однако, отметим, что в реальных условиях при учете всевозможных потерь установленный эффект быстро затухает и в зоне разрывных усилий, по-видимому, полностью исчезает.

9. Для вывода уравнений кривых деформации на основе использования первых производных в точке предела упругости ферромагнетика будем исходить из основополагающих формул (16) и (18). Так как первые производные функций $\sigma_{ун1}\left(\varepsilon_y\right)$ и $\sigma_{ун2}\left(\varepsilon_y\right)$ по ε_y в точке предела упругости $\left(\varepsilon_{ут} = \varepsilon_y\right)$ равны между собой, то выражения (16) и (18) приведем к равенству

$$A + 2B\varepsilon_{ут} + 3|C|\varepsilon_{ут}^2 = A_1 - 2B\varepsilon_{ут} - 3|C|\varepsilon_{ут}^2. \tag{22}$$

Отсюда

$$B = -\frac{3}{2}|C|\varepsilon_{ут} + |C|\frac{\varepsilon_{ут}}{4} = -\frac{5}{4}|C|\varepsilon_{ут}. \tag{22′}$$

Следующая операция сводится к постановке формул системы (22′) в (16) и (18). В результате при $\varepsilon_{ут} = \varepsilon_y$ имеем

$$\left.\begin{aligned} A &= 1 + \frac{1}{4}|C|\ \varepsilon_{ут}^2, \\ A_1 &= 1 - \frac{1}{4}|C|\ \varepsilon_{ут}^2. \end{aligned}\right\} \tag{22″}$$

Последний шаг – подстановка (22′) и (22″) в (16) и (18) дает окончательные выражения

$$\sigma_{ун2} = \sigma_{уг}\left[1 + |C|\left(-\frac{1}{4}\varepsilon_{ут}^2 + \frac{5}{4}\varepsilon_{ут}\varepsilon_y - \varepsilon_y^2\right)\right], \tag{23}$$

$$\sigma_{yн2} = \sigma_{yг}\left[1 + |C|\left(\frac{1}{4}\varepsilon_{ym}^2 - \frac{5}{4}\varepsilon_{ym}\varepsilon_y + \varepsilon_y^2\right)\right]. \qquad (24)$$

Для частного случая при $\varepsilon_y = \varepsilon_{ym}$ искомые напряжения деформации равны порознь предельному напряжению упругости ферромагнетика; при $\varepsilon_y = 0$ имеем $\sigma_{yг} = 0$; $\sigma_{yн1} = \sigma_{yн2} = 0$, как и должно быть. Искомые $\sigma_{yн1}$ и $\sigma_{yн2}$ в зависимости от относительной деформации изменяются по квадратичному закону.

10. Выведенные формулы (23) и (24) служат основой для определения «глубины» ППД с учетом равенства производных в точке кривой предела упругости. Чтобы найти искомую «глубину» деформации в зоне ППД, аналогично п. 8 возьмем приращение $\Delta\hat{\varepsilon}_{дн}$, а исходные величины принимают значения $\varepsilon_{ym} + \Delta\hat{\varepsilon}_{дн}$ и $\varepsilon_y + \Delta\hat{\varepsilon}_{дн}$. Поэтому правые части (23) и (24) после преобразования приведем к форме

$$\sigma_{yн2} - \sigma_{yг} = \sigma_{yг}|C|\left[-\left(\frac{1}{2}\varepsilon_{ym} + \varepsilon_y\right)^2 + \frac{9}{4}\varepsilon_{ym}\varepsilon_y\right], \qquad (23')$$

$$\sigma_{yн1} - \sigma_{yг} = \sigma_{yг}|C|\left[\left(\frac{1}{2}\varepsilon_{ym} + \varepsilon_y\right)^2 - \frac{9}{4}\varepsilon_{ym}\varepsilon_y\right]. \qquad (24')$$

Из структуры этих равенств видно, что, зная одно из них, можно рассчитать другое выражение. В дальнейшем будем анализировать только (24′).

Учитывая в зоне ППД абсолютное приращение $\Delta\hat{\varepsilon}_{дн}$, искомую формулу (24′), после упрощений, запишем так:

$$\frac{3}{4}\left(\varepsilon_{ym} - \varepsilon_y\right) = \frac{1}{4}\varepsilon_{ym}^2 + \varepsilon_y^2 - \frac{5}{4}\varepsilon_{ym}\varepsilon_y. \qquad (25)$$

Отметим, что при $\varepsilon_y = \varepsilon_{ym}$ равенство (25) превращается в тождество, как и должно быть.

Из выражения (25) получаем в зоне ППД необходимое приращение упругой деформации

$$|\Delta\hat{\varepsilon}_{дн}| = \frac{1}{3}\frac{\varepsilon_{ym}^2 + 4\varepsilon_y^2 - 5\varepsilon_{ym}\varepsilon_y}{\varepsilon_{ym} - \varepsilon_y}. \qquad (26)$$

Для предельного режима $\varepsilon_y \to \varepsilon_{ym}$ по известному правилу получим по модулю максимальную «глубину» («ширину») ППД

$$\left|\left(\Delta\hat{\varepsilon}_{дн}\right)_{\max}\right| = |h_{ппд}| = \varepsilon_{ym}. \qquad (26')$$

Следует отметить, что поскольку наибольшая относительная деформация ε_{ym} (26′) для большинства ферромагнитных материалов намного меньше 1, то процесс «углубления» упругой деформации в зону ППД простирается на очень малую величину.

11. В табл. 1 представлены численные значения величин, рассчитанные по выведенному выражению (13) и формуле Гука, в диапазоне деформаций от нуля и до наибольшей относительной величины $\varepsilon_{ym} = 3{,}81\cdot10^{-3}$ для стали 30ХГСА. Относительная ошибка при расчете напряжений по обеим указанным формулам во всем интервале деформаций колеблется в пределах от минимальной (0,022%) и до максимальной (0,187 %) величины.

Несмотря на то, что расхождение указанных относительных величин составляет меньше 1%, как будет показано, нелинейности деформационных напряжений, которые фигурируют в формулах (13) и (14), играют существенную роль в образовании связи упругих параметров с ППД.

По формуле (19) рассчитаны для выпуклой кривой (рис. 2, *а*) упругие напряжения деформации во всем ее интервале в сопоставлении с аналогичными данными закона Гука. Из табл. 2 имеем, что расхождение между относительными величинами составляет меньше 1%: наименьшее 0,04%, наибольшее 0,26%.

Таблица 1. **Сравнение расчетных величин между обобщенным выражением упругой деформации (13) и формулой Гука**

Номер п. п.	ε_y	σ_y, кгс/мм^2	σ_{yz}, кгс/мм^2	$\sigma_y - \sigma_{yz}$, кгс/мм^2	$\frac{(\sigma_y - \sigma_{yz})\cdot 100}{\sigma_{yz}}$, %
1	0	0	0	0	0
2	$3{,}81\cdot10^{-4}$	8,016	8,001	0,015	0,187
3	$7{,}62\cdot10^{-4}$	16,030	16,002	0,028	0,175
4	$11{,}43\cdot10^{-4}$	24,039	24,003	0,036	0,150
5	$15{,}24\cdot10^{-4}$	32,045	32,004	0,041	0,128
6	$19{,}05\cdot10^{-4}$	40,048	40,005	0,043	0,107
7	$22{,}86\cdot10^{-4}$	48,048	48,006	0,042	0,087
8	$26{,}67\cdot10^{-4}$	56,043	56,007	0,036	0,064
9	$30{,}48\cdot10^{-4}$	64,036	64,008	0,028	0,044
10	$34{,}29\cdot10^{-4}$	72,025	72,009	0,016	0,022
11	$38{,}1\cdot10^{-4}$	80,01	80,01	0	---

Примечание. $E = 21\cdot10^3$ кгс/мм^2; $\sigma_{упр} = 80{,}01$ кгс/мм^2; $\varepsilon_{ут} = 3{,}81\cdot10^{-3}$; $K_{ут} = -\ 0{,}5043$ 2. То же для табл. 2 и 3.

Таблица 2. **Зависимость нелинейного напряжения выпуклой кривой от упругой деформации в канонической форме**

Номер п. п.	ε_y	$\sigma_{ун}$	σ_{yz}	$\sigma_{ун1} - \sigma_{yz}$	$\frac{(\sigma_{ун1} - \sigma_{yz})\cdot 100}{\sigma_{yz}}$
1	0	0	0	0	0
2	$3{,}81\cdot10^{-4}$	8,0109	8,001	0,0099	0,124
3	$7{,}62\cdot10^{-4}$	16,028	16,002	0,026	0,162
4	$11{,}43\cdot10^{-4}$	24,066	24,003	0,063	0,263
5	$15{,}24\cdot10^{-4}$	32,0418	32,004	0,0378	0,118
6	$19{,}05\cdot10^{-4}$	40,045	40,005	0,040	0,100
7	$22{,}86\cdot10^{-4}$	48,044	48,006	0,038	0,082
8	$26{,}67\cdot10^{-4}$	56,040	56,007	0,033	0,063
9	$30{,}48\cdot10^{-4}$	64,034	64,008	0,026	0,040
10	$38{,}10\cdot10^{-4}$	80,01	80,01	0	0

Для вогнутой кривой расчет напряжений упругих деформаций $\sigma_{ун2}$ осуществлялся по формуле (17), из которой следует, что величина $\sigma_{ун2}$ точно совпадает с величиной предела упругости (табл. 3), а для остальных значений $\sigma_{ун2}$ несколько меньше соответствующих величин, чем по формуле Гука.

Таблица 3. **Зависимость нелинейного напряжения вогнутой кривой от упругой деформации в канонической форме**

Номер п. п.	ε_y	$\sigma_{ун2}$	σ_{yz}	$\sigma_{ун} - \sigma_{yz2}$	$\frac{(\sigma_{ун} - \sigma_{yz2})\cdot 100}{\sigma_{yz}}$
1	0	0	0	0	–
2	$3{,}81\cdot10^{-4}$	7,9907	8,001	0,0103	0,13
3	$7{,}62\cdot10^{-4}$	15,9766	16,002	0,0254	0,159
4	$11{,}43\cdot10^{-4}$	23,9667	24,003	0,0363	0,151
5	$15{,}24\cdot10^{-4}$	31,92004	32,004	0,0832	0,26
6	$19{,}05\cdot10^{-4}$	39,9655	40,005	0,0395	0,0997
7	$22{,}86\cdot10^{-4}$	47,9676	48,006	0,0384	0,080
8	$30{,}48\cdot10^{-4}$	63,7526	64,008	0,2554	0,4
9	$38{,}10\cdot10^{-4}$	80,01	80,01	0	–

Заключение. Предложена в общем виде аналитическая функция кривой растяжения ферромагнетика в широком диапазоне: от упругих и до пластически деформированных напряжений вплоть до разрыва испытуемого материала образца. Главным элементом ее является функция распределения, позволившая представить в конечном виде искомые результаты через экспоненциальную функцию и постоянные параметры. Для частного случая дано аналитическое описание кривой растяжения в области упругих напряжений.

Показано, что обобщенный закон упругой деформации определяется в основном упругим параметром K_{ym} и слабо зависит от предела упругости ε_{ym}. Большая часть настоящей работы с целью получения прозрачных результатов посвящена вопросу представления общих аналитических закономерностей в конечной форме.

Показано, что для описания кривых растяжения в упругой области с достаточной степенью точности можно ограничиться в разложении несколькими членами сходящегося ряда.

В работе уделено большое внимание вопросу о связи обратимых и необратимых процессов деформирования, которые приводят к необходимости описания выпуклой и вогнутой нелинейных зависимостей упругих напряжений.

Выведены основополагающие формулы напряженного состояния ферромагнитного материала образца и установлены корреляция с параметрами закона Гука, а также формула, устанавливающая зависимость между средним арифметическим значением составляющих упругой нелинейной деформации с параметрами формулы Гука.

На основе использования нелинейности кривых деформации выведена фундаментальная формула зависимости «толщины» («ширины») $h_{\text{уппд}}$ упругой поверхностной пластической деформации (УППД) от предельных упругих параметров K_{ym} и ε_{ym}.

Выведены аналитические выражения выпуклой и вогнутой кривых деформации и проанализированы их частные случаи. Рассчитана «глубина» УППД.

Показано, что наибольшая искомая «глубина» равна наибольшей упругой деформации материала.

N. N. ZATSEPIN

AN ANALYTICAL METHOD FOR THE DESCRIPTION OF THE STRESS-STRAIN CURVE IN A WIDE RANGE OF STRESSES UP TO FRACTURE FORCES OF A FERROMAGNETIC SAMPLE (1. GENERAL REPRESENTATION OF DEFORMED BODY REGULARITIES USING A DISTRIBUTION FUNCTION. A HOOK'S LAW GENERALIZATION)

Summary

The analytical function for description of the curve of tensile of material in a field from elastic stresses up to a breaking is established. The next special principles are obtained: the generalized Hooke's law, a depth of elastic surface handened deformation, the analytical expression for convex and concave curves of deformation.

УДК 621.791:658.62

П. В. ЗАНКОВЕЦ[1], Л. С. ДЕНИСОВ[2]

ИССЛЕДОВАНИЕ ВЛИЯНИЯ ПОДГОТОВКИ И СБОРКИ ПОД СВАРКУ НА КАЧЕСТВО СВАРНЫХ СОЕДИНЕНИЙ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ ТРУБОПРОВОДОВ

[1]Институт сварки и защитных покрытий НАН Беларуси,
[2]Белорусский национальный технический университет

(Поступила в редакцию 15.02.2009)

Наука о качестве продукции имеет конкретную практическую направленность, которая состоит не только в том, чтобы объяснить, каким образом организовывается в тот или иной период времени, в тех или иных социальных и производственных условиях деятельность по улучшению качества продукции, но и в том, чтобы выработать рекомендации по улучшению этой деятельности, ее осуществлению наиболее эффективным образом. Поэтому исследование проблем обеспечения качества, причин образования дефектов в различных изделиях имеет исключительно важное значение для разработки и совершенствования методов улучшения качества продукции.

В настоящее время большое внимание при исследовании и оптимизации технологий уделяется математическому моделированию характерных процессов и явлений, от которых в значительной степени зависит качество изделия. Развитие компьютерной техники создает хорошие перспективы для применения достаточно сложных моделей, отражающих многофакторность и взаимосвязь явлений, протекающих в различных технологиях. Кроме того, компьютеризация математического моделирования делает его доступным для широкого круга пользователей, связанных не только с исследованием, но и с разработкой и оптимизацией инженерных решений. Наиболее ярким примером здесь является сварка и родственные технологии. С одной стороны, практически невозможно указать отрасль современного производства, в которой не применяется сварка для получения неразъемных соединений. С другой, на уровень качества сварных соединений влияет множество различных факторов. Выполненными ранее исследованиями нами установлены основные и доминирующие в образовании дефектности факторы – подготовка и сборка, квалификация сварщика, сварочные материалы, сварочное оборудование и технология сварки [1–4]. Однако степень влияния каждого фактора на уровень качества различна как из-за разнородности сварных соединений, так и технологии их изготовления. Следовательно, разная степень влияния доминирующих факторов на уровень качества сварных соединений обусловлена большим количеством типоразмеров (диаметр, толщина), марок свариваемых и сварочных материалов и их видов, способов сварки и условий выполнения сварочных работ. Поэтому определение главных причин брака сварки возможно только в конкретных производственных условиях для конкретных базовых совокупностей сварных соединений.

Знание удельного веса влияния того или иного фактора на уровень качества позволяет оптимизировать сварочно-монтажное производство. Критерием оптимальности является дефектность, причиной которой послужил конкретный фактор. Таким образом, реализуется принцип управления качеством сварки по обратной связи дефект – причина – фактор [5–7].

Подготовка и сборка под сварку является первым и одним из доминирующих факторов, определяющим уровень качества сварных соединений. Исследования проводили при изготовлении сварных соединений технологических трубопроводов различных типоразмеров ручной дуговой сваркой (РДС), механизированной в среде CO_2 и в смеси CO_2 + Ar, ручной аргонодуговой (РАДС).

Каждый фактор представляет собой определенное состояние материалов, оборудования, исполнителей, условий и т. д., учитываемое конкретными параметрами для конкретной базовой совокупности. Назовем эти параметры факторными параметрами (табл.1). Факторные параметры, удовлетворяющие требованиям технических условий (ТУ) и обеспечивающие ведение операции сварки с минимальным образованием дефектности, назовем положительными. Факторные параметры, не удовлетворяющие требованиям ТУ и вызывающие появление систематической дефектности, назовем отрицательными. Отрицательные факторные параметры, вызывающие систематическое появление дефектности при сварке, будем называть факторными причинами или просто причинами дефектов.

Таблица 1. **Основные факторные параметры состояния подготовки и сборки под сварку**

Фактор	№ параметра	Факторный параметр
Подготовка и сборка под сварку	1.1.	Подготовка кромок (угол притупления, радиус скругления)
	1.2.	Зазор (расстояние между свариваемыми элементами), соосность
	1.3.	Зачистка (наличие ржавчины, трещин, вмятин, шлаков, окалины и т. п.)
	1.4.	Прихватка

Общая схема модели, по которой устанавливали вероятностные причины образования дефектности в сварных швах, выглядит следующим образом. При появлении дефектности (количества и размера дефектов) выше установленного уровня экспертным путем и экспериментально определяли причины ее образования.

После устранения обнаруженных причин вновь производили определение уровня дефектности. Эту процедуру выполняли до тех пор, пока уровень дефектности не устанавливался в пределах требуемых границ. Определение дефектности производили на основании данных, полученных неразрушающими методами контроля (НМК) – визуального, рентгенографического и ультразвукового.

В первом случае (до устранения причины) определяли связь конкретной причины с конкретными дефектами. Во втором случае (после устранения причины) – влияние данной причины на объем и структуру дефектности. Как показали выполненные нами исследования, дефекты образуются в результате сочетания различных причин (нарушений), но всегда при одной-двух доминирующих причинах [8–10]. Установлено, что изучение связей фактор – причина – дефект (Ф – П – Д) возможно не вообще, а конкретно для каждой базовой совокупности стыков в определенных, заранее известных условиях.

В табл. 2 представлены результаты исследования причин брака для различных типоразмеров сварных соединений и способов сварки. Объем контроля 100%.

Таблица 2. **Причины дефектности сварных соединений технологических трубопроводов по фактору «Подготовка и сборка под сварку»**

Способ сварки	Диаметр, мм	Толщина, мм	Марка стали	Сварено стыков, шт.	Забраковано (шт.) / удельный вес причины брака в процентах					
					всего стыков, шт.	подготовка кромок	зазор, соосность	зачистка	прихватка	прочие
РДС	57	2,5	09Г2	1250	61	14/23,0	10/16,4	21/34,4	7/11,5	9/14,7
РДС	89	2,8	09Г2	1790	167	38/22,8	27/16,2	49/29,3	23/13,8	30/17,9
РДС+CO_2+Ar	89	2,8	14ХГС	2790	215	53/24,7	41/19,1	62/28,8	33/15,4	26/12,2
РАДС	112	2,8	14ХГС	5740	360	81/22,5	73/20,3	105/29,2	57/15,8	44/12,2
РДС	112	2,8	14ХГС	2900	235	68/28,9	54/23,0	71/30,2	28/11,9	14/6,0
РДС+CO_2+Ar	289	7,2	20Х	1270	73	23/31,5	21/28,8	14/19,2	8/11,0	7/9,6
РДС	289	7,2	20Х	4300	290	79/26,9	82/28,3	67/23,1	27/9,3	35/12,1
РДС	500	12,0	20Х	1500	132	–	45/34,1	41/31,1	34/25,8	12/9,1
Итого				21540	1533	356/23,2	353/23,0	430/28,1	217/14,2	177/11,5

На основании исследований связи причина – дефект установлена статистическая зависимость между доминирующими причинами и структурой дефектности. Статистическая связь подтверждается на большом объеме данных, полученных по результатам НМК качества сварных соединений. Для практических условий важно определить, что данная структура дефектности представляет конкретную доминирующую причину и, как следствие, конкретный производственный фактор технологического процесса сварки, т. е. вероятность

$$P(\text{ДП}) = \bar{p} \qquad (1)$$

определяли на основании статистических данных НМК по годовому циклу контроля:

$$P(\text{ДП}) = (\text{А} / \Sigma (\Phi_a\text{П}))100\%, \qquad (2)$$

где $\Sigma (\Phi_a\text{П})$ – число повторений причины; А – число практических подтверждений данной причины; $0 < P(\text{ДП}) < 1$.

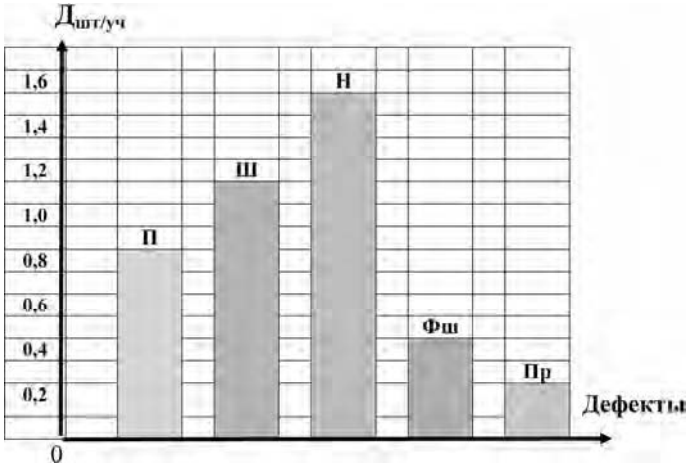
Функциональной связи причин с количеством дефектности не обнаружено. Однако легко видеть статистическую связь структуры образуемой дефектности с ее причиной. Так, по фактору «Подготовка и сборка под сварку» структура дефектности по причинам, согласно формуле дефектности, выглядит следующим образом:

$$\text{ПС}_1 = \text{П}(0{,}8) + \text{Ш}(1{,}3) + \text{Н}(1{,}4) + \text{Фш}(0{,}25);$$
$$\text{ПС}_2 = \text{П}(0{,}6) + \text{Ш}(0{,}9) + \text{Н}(1{,}7) + \text{Фш}(0{,}4);$$
$$\text{ПС}_3 = \text{П}(1{,}1) + \text{Ш}(1{,}4) + \text{Н}(1{,}3) + \text{Фш}(0{,}3);$$
$$\text{ПС}_4 = \text{П}(0{,}8) + \text{Ш}(1{,}0) + \text{Н}(1{,}5) + \text{Фш}(0{,}5);$$
$$\Phi_{\text{пс}} = \text{П}(0{,}8) + \text{Ш}(1{,}1) + \text{Н}(1{,}5) + \text{Фш}(0{,}4),$$

где ПС_1 – подготовка кромок; ПС_2 – зазор, соосность; ПС_3 – зачистка, ПС_4 – прихватка, $\Phi_{\text{пс}}$ – структура дефектности по фактору, П – поры и их скопления, Ш – шлаковые включения, Н – непровары, Фш – дефекты формы шва.

Эти причины генерируют от 82,1 до 94% образующихся дефектов. Таким образом, установлено, что в структуре дефектности по причинам фактора «Подготовка и сборка» преобладают дефекты типа «непровар» – 1,5 на участок контроля, шлаковые включения, поры и их скопления, а также различные дефекты формы шва (рисунок).

В табл. 3 представлены результаты исследования удельного веса влияния подготовки и сборки на уровень качества сварных соединений различных типоразмеров трубопроводов. Видно, что влияние подготовки и сборки под сварку на уровень качества сварных соединений возрастает с ростом диаметров трубопроводов. Так, при РДС трубопроводов диаметром 57 мм из 1250 стыков забракован 61 или 18%, а при сварке трубопроводов диаметром 500 мм из 1500 стыков забраковано 132 или 34,1%. Причин здесь несколько. Прежде всего, известно, что сварка стыков больших диаметров труб выполняется, как правило, за несколько проходов. После каждого прохода необходимы зачистка наложенного слоя и зоны сплавления от окалины и шлаков и другие мероприятия. Таким образом, сварка стыков больших диаметров сопряжена с усложнением технологии изготовления сварных соединений.



Структура дефектности по причинам фактора «Подготовка и сборка» при сварке технологических трубопроводов диаметром от 57 до 500 мм; Пр – прочие дефекты

Таблица 3. **Влияние подготовки и сборки под сварку на уровень качества (дефектности) сварных соединений технологических трубопроводов**

Способ сварки	Диаметр трубопровода, мм	Толщина стали, мм	Марка стали	Сварено стыков, шт.	Забраковано стыков, всего, шт.	Уровень качества, %	Забраковано стыков по фактору, всего, шт.	Удельный вес фактора, %
РДС	57	2,5	09Г2	1250	61	95,1	11	18,0
РДС	89	2,8	09Г2	1790	167	90,7	41	24,6
РДС+CO_2+Ar	89	2,8	14ХГС	2790	215	92,3	50	23,3
РАДС	112	2,8	14ХГС	5740	360	93,7	91	25,3
РДС	112	2,8	14ХГС	2900	235	91,2	78	29,7
РДС+CO_2+Ar	289	7,2	20Х	1270	73	94,3	23	31,5
РДС	289	7,2	20Х	4300	290	93,3	86	33,2
РДС	500	12,0	20Х	1500	132	91,2	45	34,1
Итого				21540	1533	92,7	425	27,4

Таким образом, в результате выполненных исследований на основе данных неразрушающих методов контроля качества сварных соединений технологических трубопроводов установлены основные причины образования дефектности по фактору «Подготовка и сборка под сварку». Показано, что в результате отрицательных факторных параметров (причин) образуется уникальная, присущая данному фактору структура дефектности, что позволяет управлять качеством сварки по обратным связям алгоритма Ф – П – Д. Рассчитан удельный вес влияния исследуемого фактора на уровень качества конкретных типоразмеров свариваемых стыков трубопроводов в зависимости от способа сварки. Установлено, что с увеличением диаметров трубопроводов удельный вес влияния фактора на уровень качества возрастает.

Литература

1. Занковец П. В., Здор Г. Н., Шелег В. К. // Весці НАН Беларусі. Сер. фіз.- тэхн. навук. 2004. № 2. С. 118–122.
2. Занковец П. В., Здор Г. Н., Шелег В. К. // Весці НАН Беларусі. Сер. фіз.- тэхн. навук. 2004. № 3. С. 117–124.
3. Занковец П. В., Шелег В. К., Денисов Л. С. и др. Совершенствование технологических процессов и оптимизация качества сборочно-сварочных работ. Мн., 2004.
4. Занковец П. В., Шелег В. К. // Математическое моделирование и информационные технологии в сварке и родственных процессах: Сб. тр. 2-й Междунар. конф. Киев., 2004. С. 95–98.
5. Занковец П. В. // Весці НАН Беларусі. Сер. фіз.- тэхн. навук. 2007. № 2. С. 120–128.
6. Занковец П. В. // Сварка и резка материалов: Сб. тр. Междунар. науч. техн. конф. Мн., 2007. С. 269–277.
7. Занковец П. В. // Сварка и родственные технологии. Мн., 2007. № 9. С. 81–87.
8. Занковец П. В., Денисов Л. С. // Сварка и родственные технологии: Сб. тр. 8-го Междунар. симпозиума. Мн., 2008. С. 140–149.
9. Занковец П. В., Денисов Л. С. // Технологии–Оборудование–Качество: Сб. тр. 11-го междунар. симпозиума. Мн., 2008. С. 81–82.
10. Занковец П. В. // Математическое моделирование и информационные технологии в сварке и родственных процессах. Сб. тезисов докладов 4-й Междунар. конф., пос. Кацивели, Крым, Украина, 2008. С. 31–32.

P. V. ZANKOVETS, L. S. DENISOV

INVESTIGATION OF INFLUENCE OF WELDING PREPARATION AND ASSEMBLY ON THE QUALITY OF WELDED JOINTS OF TECHNOLOGICAL TUBINGS

Summary

Analysis of weld preparation and assembly as one of dominating factors influencing the technological tubings welded joints quality level is done. Key parameters (reasons) resulting in faultiness are determined. Connection between the reasons and resulting faultiness structure which allows to run welding quality control by «factor - reason – defect» algorithm feedback is established as a result of the analysis. Extent of the investigated factor influence on quality level is calculated for certain standard sizes of tubings welded butts depending on welding method. It is established, that with tubings diameters increase the extent of the factor influence on quality level increases too.

РЕФЕРАТЫ

УДК 620.186:546.681

Витязь П. А., Ковалева С. А., Анчаров А. И., Григорьева Т. Ф., Ляхов Н. З. **Особенности структуры сплавов, полученных при взаимодействии механокомпозита Cu–In с расплавом галлия** // Весці НАН Беларусі. Сер. фіз.-тэхн. навук. 2009. № 4. С. 5–9.

Представлены результаты исследований структуры и морфологии сплавов на основе θ-фазы $CuGa_2$ и твердого раствора галлия в индии, полученных при взаимодействии механокомпозитов Cu–In с расплавом галлия, выполненных методами атомно-силовой и сканирующей электронной микроскопии. Установлено, что размер и морфология кристаллов зависят от концентрации индия в исходном механокомпозите. С увеличением содержания индия размер частиц интерметаллического соединения $CuGa_2$ уменьшается примерно с 8 до 1 мкм. Показано, что индий кристаллизуется не только в виде зерен твердого раствора галлия в индии, но и в виде наноразмерной пленки на гранях интерметаллида $CuGa_2$.

Ил. 4. Библиогр. – 4 назв.

УДК 537.226:621.785.5

Лиопо В. А., Струк В. А., Сенько А. Н., Авдейчик С. В. **Зарядовая мозаика на поверхности металлических поликристаллов** // Весці НАН Беларусі. Сер. фіз.-тэхн. навук. 2009. № 4. С. 10–15.

Рассмотрен механизм формирования зарядовой мозаики на поверхности поликристаллической частицы металла. Показано, что две контактирующие друг с другом частицы вследствие наличия между ними потенциального барьера приобретают различные по знаку электрические заряды. Это явление необходимо учитывать при оценке адгезионных, адсорбционных, триботехнических и других служебных характеристик металлических материалов.

Ил. 4. Библиогр. – 7 назв.

УДК 621.793:678.01

Ахмадиева Л. В., Антанович Н. А., Балейко А. В., Андрикевич В. В. **Композиционные газопламенные покрытия на основе алифатических полиамидов** // Весці НАН Беларусі. Сер. фіз.-тэхн. навук. 2009. № 4. С. 16–20.

Рассмотрены триботехнические и адгезионные характеристики композиционных покрытий на основе алифатических полиамидов, формируемых по различным технологиям. Показано комплексное влияние дисперсных частиц модификаторов различной природы на структуру термопластичных матриц. Разработаны рекомендации по практическому применению покрытий в ремонтном производстве.

Ил. 4. Библиогр. – 8 назв.

УДК 621.793.184

Вершина А. К., Латушкина С. Д. **Коррозионно-электрохимические исследования дефектности вакуумно-плазменных титансодержащих покрытий** // Весці НАН Беларусі. Сер. фіз.-тэхн. навук. 2009. № 4. С. 21–26.

Используя ускоренные электрохимические методы, исследовано влияние технологических параметров процесса осаждения методом КИБ на коррозионно-защитные свойства вакуумно-плазменных покрытий. Установлена корреляционная зависимость между пористостью конденсатов и стационарным электрохимическим потенциалом системы покрытие – подложка. Показано, что варьирование параметров процесса осаждения позволяет уменьшить гетерофазность плазменного потока, минимизировать реиспарение покрытия, сформировать конденсаты с высокими защитными свойствами.

Табл. 2. Ил. 3. Библиогр. – 6 назв.

УДК 621.81

А н т о н ю к В. Е., Г о м а н А. М., А л е к с а н д р о в а В. С., Р у д ы й В. В. **Выбор рациональных параметров установок для динамической стабилизации фрикционных дисков** // Весці НАН Беларусі. Сер. фіз.-тэхн. навук. 2009. № 4. С. 27–31.

В современных карьерных самосвалах большой грузоподъемности применяются тормозные диски с диаметрами до 900 мм. Необходимая точность по отклонению от плоскосности рабочих поверхностей может быть получена методом динамической стабилизации. При этом в зоне нагружения диска, осуществляемого верхними роликами, происходит разворот сечений относительно оси дисков на некоторый угол φ, который не должен превышать определенного значения. В данной работе эта задача решается выбором рационального числа нагружающих и опорных роликов и соответствующей конструкцией регулирования их положения.

Табл. 1. Ил. 5. Библиогр. – 5 назв.

УДК 629.113-585

Р у к т е ш е л ь О. С., С о л о м а х о В. Л., Ф и л и м о н о в А. А., К у с я к В. А.. **Интеллектуальная система управления стенда автоматизированного силового агрегата автомобиля** // Весці НАН Беларусі. Сер. фіз.-тэхн. навук. 2009. № 4. С. 32–38.

Приводятся принципиальная схема и описание стенда, имитирующего работу автоматизированного силового агрегата автомобиля. Представлена структура интеллектуальной информационно-управляющей системы. Приведены отдельные результаты эксперимента по автоматизации процесса трогания с места.

Табл. 2 Ил. 3. Библиогр. – 9 назв.

УДК 539.3

Б о с я к о в С. М. **Поверхности обратных скоростей и трехмерные волновые фронты для тригонально анизотропных сред** // Весці НАН Беларусі. Сер. фіз.-тэхн. навук. 2009. № 4. С. 39–43.

Выведено уравнение слабого разрыва для системы уравнений движения тригонально анизотропной среды и получены выражения для скоростей распространения квазипродольных, квазипоперечных упругих волн, а также соотношения для координат точек среды, определяющих геометрическую форму волнового фронта. На примере ниобата лития выполнены построения поверхностей обратных скоростей и трехмерных волновых фронтов упругих волн, распространяющихся от точечного источника возмущений.

Ил. 2. Библиогр. – 4 назв.

УДК 621.83

Т р у с к о в с к и й А. С., Л е н е в и ч В. П. **Системная погрешность сервоприводов станков с программным управлением** // Весці НАН Беларусі. Сер. фіз.-тэхн. навук. 2009. № 4. С. 44–47.

Рассмотрено влияние технических характеристик однотиповых серводвигателей от четырех различных производителей на системную погрешность электромеханических сервоприводов станков с программным управлением при контурной отработке в соответствии с ГОСТ 18101–85 «Нормы и правила испытаний механических станков на отклонения круговых траекторий».

Использованные аналитические зависимости и математические модели позволяют оценить быстродействие серводвигателей, характеризующее в определяющей степени системную погрешность сервоприводов. Рассмотренные примеры свидетельствуют о возможности существенного уменьшения системной погрешности сервоприводов станков с программным управлением при использовании серводвигателей с большим быстродействием.

Табл. 4.

УДК 621.833

Р у д е н к о С. П. **Исследование сопротивления контактной усталости поверхностно упрочненных зубчатых колес** // Весці НАН Беларусі. Сер. фіз.-тэхн. навук. 2009. № 4. С. 48–53.

Обобщается многолетний опыт исследования контактной усталости поверхностно упрочненных зубчатых колес, оказывающей превалирующее влияние на работоспособность силовых передач. Показано, что критерием работоспособности химико-термически упрочненных зубчатых колес, работающих в условиях высоких значений переменных нагрузок, является глубинная контактная усталость активных поверхностей зубьев. Представлены кривые глубинной контактной усталости цементованных слоев зубьев цилиндрических зубчатых колес, полученные при различных уровнях поверхностных контактных напряжений в зависимости от величины твер-

дости и качества микроструктуры на глубине слоя в зоне действия максимальных контактных эквивалентных напряжений. Приведена методика расчета ресурса, обеспечиваемого сопротивлением глубинной контактной усталости активных поверхностей зубьев цементованных (нитроцементованных, азотированных) зубчатых колес, базирующаяся на гипотезе суммирования усталостных повреждений.

Ил. 6. Библиогр. – 10 назв.

УДК 622.243.23

Гассанов И. З., Фаталиев Ф. Б. **Проектирование неориентируемых компоновок низа бурильных колонн** // Весці НАН Беларусі. Сер. фіз.-тэхн. навук. 2009. № 4. С. 54–57.

Известно, что для регулирования параметров искривления наклонных скважин широко применяются компоновки, включающие центратор или стабилизатор.

Величины радиальной силы на долоте, диаметр центратора и его места установки в КНБК определяют в зависимости от целей искривления в основном при бурении с использованием забойных двигателей без учета вращения.

Дается обобщенная методика расчета КНБК, включающего центратор для регулирования зенитного угла при роторно-турбинном способе с учетом частоты вращения бурильного инструмента.

Ил. 1. Библиогр. – 3 назв.

УДК 678.686:547.722:0253

Захаров Ю. Н., Ищенко Р. В. **Особенности изнашивания элементов сопряжения ролик – конвейерная лента в воздушно-соляной среде** // Весці НАН Беларусі. Сер. фіз.-тэхн. навук. 2009. № 4. С. 58–61.

Представлены результаты исследований процессов, протекающих в зоне фрикционного взаимодействия роликов из стали и композиционного материала с резинотканевой конвейерной лентой в воздушной и воздушно-соляной (NaCl и KCl) среде. Обсуждаются закономерности влияния нагрузки и скорости относительного перемещения на трение и изнашивание сопрягаемых тел.

Ил. 2. Библиогр. – 6 назв.

УДК 548.24

Остриков О. М. **Расчет распределения примеси и потоков ее миграции у клиновидного двойника на основании макроскопической дислокационной модели** // Весці НАН Беларусі. Сер. фіз.-тэхн. навук. 2009. № 4. С. 62–65.

Разработана дислокационная макроскопическая модель клиновидного двойника, на основании которой рассчитаны распределение примеси и потоки миграции примесей.

Ил. 3. Библиогр. – 4 назв.

УДК 538.24

Остриков О. М. **Определение на основании мезоскопической дислокационной модели равновесных параметров клиновидного двойника при отсутствии внешних напряжений** // Весці НАН Беларусі. Сер. фіз.-тэхн. навук. 2009. № 4. С. 66–70.

На основании мезоскопической дислокационной модели двойника установлено, что с ростом длины двойника сила сопротивления, действующая на вершинную дислокацию двойника, убывает, а расстояние между двойникующими дислокациями растет.

Ил. 4. Библиогр. – 7 назв.

УДК 662.763+518.5

Ганжа В. Л., Горбунов А. В., Горошевич С. Г., Каськова С. М., Шабуня С. И. **Определение равновесного состава синтез-газа, получаемого при пароводяной газификации древесного угля** // Весці НАН Беларусі. Сер. фіз.-тэхн. навук. 2009. № 4. С. 71–78.

Расчеты, изложенные в статье, показывают, что при пароводяной газификации древесного угля преобладающими равновесными компонентами продуктов термохимической конверсии (ТХК) являются водород и монооксид углерода, суммарная объемная концентрация которых при определенных условиях превышает 60%.

Однако следует иметь в виду, что на практике равновесие при заданном рабочем режиме может оказаться недостижимым или достижимым по истечении бесконечно длинного промежутка времени, так что реальный конечный состав продуктов ТХК может в определенной мере отличаться от расчетного.

Ил. 4. Библиогр. – 8 назв.

УДК 678.067

Ревяко М. М., Протасов С. К., Хрол Е. З. **Теплопередача в процессе ротационного формования** // Весці НАН Беларусі. Сер. фіз.-тэхн. навук. 2009. № 4. С. 79–82.

Проведен расчет времени формования изделия методом ротационного формования с использованием различных методик. На основании расчетных и опытных данных проводится сравнение использованных методов по точности и трудоемкости.

Ил. 3. Библиогр. – 3 назв.

УДК 621.391.25

Борискевич А. А., Цветков В. Ю. **Метод вейвлет-преобразования с иерархической адаптацией к размеру сигнала** // Весці НАН Беларусі. Сер. фіз.-тэхн. навук. 2009. № 4. С. 83–90.

Разработан новый метод дискретного вейвлет-преобразования с иерархической адаптацией к размеру сигнала для повышения характеристик вейвлет-сжатия: снижение битовой скорости, повышение качества восстановления и снижения вычислительной сложности. Он основан на дополнении последовательности аппроксимационных коэффициентов определенного уровня вейвлет-разложения до четной длины выравнивающими вейвлет-коэффициентами, наличие или отсутствие которых определяется двоичными значениями компонентов вектора выравнивания. Дана сравнительная оценка эффективности методов одномерных и двухмерных рациональных и целочисленных вейвлет-преобразований с иерархической адаптацией и без адаптации к размеру изображения.

Установлено, что разработанный метод обеспечивает выигрыш в понятиях коэффициента сжатия, пикового отношения сигнал/шум и вычислительной сложности.

Табл. 3. Ил. 4. Библиогр. – 7 назв.

УДК 681.5:681 3

Кончак В. С., Лазакович С. П., Хитриков С. В. **Цифровой метод коррекции погрешности измерения фазовых смещений в многоканальных информационно-измерительных комплексах** // Весці НАН Беларусі. Сер. фіз.-тэхн. навук. 2009. № 4. С. 91–94.

Рассмотрены варианты синхронного и последовательного ввода экспериментальной информации при опросе измерительных каналов. Показано, что при большом числе каналов оптимальным является вариант последовательного опроса. Предложен метод, позволяющий по известному времени коммутации каналов с помощью гармонической аппроксимации восстановить потерянную информацию.

Ил. 4. Библиогр. – 1 назв.

УДК 678.01:539.6:531.7

Жандаров С. Ф., Серафимович В. В., Шелестова В. А., Гракович П. Н. **Прибор для измерения адгезионной прочности соединений моноволокон с полимерными связующими** // Весці НАН Беларусі. Сер. фіз.-тэхн. навук. 2009. № 4. С. 95–101.

Разработан прибор для измерения адгезии и трения в системах моноволокно – полимерная матрица методом вытягивания волокна из матрицы. Прибор чувствителен к состоянию поверхности волокна и позволяет надежно отслеживать изменения как адгезионной прочности, так и межфазного трения в системе. Достоинства и недостатки прибора, особенности процедур измерения и обработки результатов обсуждаются на примере соединений некоторых полимеров с исходными и плазмохимически обработанными углеродными волокнами.

Табл. 2. Ил. 4. Библиогр. – 25 назв.

УДК 621.385.6

Аксенчик А. В., Кураев А. А., Киринович И. Ф. **Подавление самовозбуждения в ЛБВ на волнообразно изогнутых прямоугольных волноводах в субмиллиметровом диапазоне длин волн** // Весці НАН Беларусі. Сер. фіз.-тэхн. навук. 2009. № 4. С. 102–110.

Анализируются физические процессы самовозбуждения ЛБВ и определен вид режима самовозбуждения. Описано влияние различных факторов на самовозбуждение прибора. С учетом особенностей формирования частотных характеристик ЛБВ в субмиллиметровом диапазоне длин волн предложены методы устранения самовозбуждения.

Ил. 8. Библиогр. – 9 назв.

УДК 620.179.14

З а ц е п и н Н. Н. **Аналитический метод описания кривой растяжения в широком диапазоне напряжений вплоть до разрывных усилий ферромагнитного образца (1. Общее представление закономерностей деформированного тела с применением функции распределения. Обобщение закона Гука)** // Весці НАН Беларусі. Сер. фіз.-тэхн. навук. 2009. № 4. С. 111–119.

Установлена аналитическая функция для описания кривой растяжения материала в диапазоне от упругих напряжений и до разрыва образца. Получены частные закономерности: обобщенный закон Гука, найдена «глубина» УППД, выражения выпуклой и вогнутой кривых деформаций.

Табл. 3. Ил. 2.

УДК 621.791:658

З а н к о в е ц П. В., Д е н и с о в Л. С. **Исследование влияния подготовки и сборки под сварку на качество сварных соединений технологических трубопроводов** // Весці НАН Беларусі. Сер. фіз.-тэхн. навук. 2009. № 4. С. 120–123.

Выполнены исследования влияния на уровень качества сварных соединений технологических трубопроводов одного из доминирующих факторов – «Подготовка и сборка под сварку». Определены основные параметры (причины), генерирующие образование дефектности. В результате исследований установлена связь между причинами и структурой образующейся дефектности, что позволяет управлять качеством сварки по обратной связи алгоритма фактор – причина – дефект. Рассчитан удельный вес влияния исследуемого фактора на уровень качества конкретных типоразмеров свариваемых стыков трубопроводов в зависимости от способа сварки. Установлено, что с увеличением диаметров трубопроводов удельный вес влияния фактора на уровень качества возрастает.

Табл. 3. Ил. 1. Библиогр. – 10 назв.