

ВЕКТОР НАУКИ

Тольяттинского государственного университета

Основан в 2008 г.

№ 1 (47)
2019

16+

Ежеквартальный
научный журнал

Учредитель – Федеральное государственное бюджетное образовательное учреждение высшего образования «Тольяттинский государственный университет»

Главный редактор:

Криштал Михаил Михайлович, д.ф.-м.н., профессор

Заместитель главного редактора по общим вопросам:

Коростелев Александр Алексеевич, д.п.н.

Заместитель главного редактора по техническому направлению, секция «Машиностроение и машиноведение»:

Шайкин Александр Петрович, д.т.н., профессор

Заместитель главного редактора по техническому направлению, секция «Металлургия и материаловедение»:

Мерсон Дмитрий Львович, д.ф.-м.н., профессор

Заместитель главного редактора по техническому направлению, секция «Химическая технология»:

Остапенко Геннадий Иванович, д.х.н., профессор

Заместитель главного редактора по гуманитарному направлению, секция «Социологические науки»:

Иванова Татьяна Николаевна, д.соц.н., доцент

Заместитель главного редактора по гуманитарному направлению, секция «Языкознание»:

Тараносова Галина Николаевна, д.п.н., профессор

Муранова Екатерина Валентиновна – ответственный секретарь

Входит в систему «Российский индекс научного цитирования» и перечень российских рецензируемых научных журналов.

Зарегистрирован Федеральной службой по надзору в сфере связи, информационных технологий и массовых коммуникаций (свидетельство о регистрации ПИ № ФС77-36741 от 1 июля 2009 г.).

Компьютерная верстка:

Н.А. Никитенко

Ответственный/технический редактор:

Н.А. Никитенко

Адрес редакции: 445020, Самарская обл., г. Тольятти, ул. Белорусская, 14
Тел./факс: (8482) 54-63-64
vektornaukitgu@yandex.ru
<http://www.tltsu.ru>

Подписано в печать 29.03.2019.

Выход в свет 27.06.2019.

Формат 60×84 1/8.

Печать цифровая.

Усл. п. л. 9,0.

Тираж 50 экз. Заказ 3-244-19.

Цена свободная.

Издательство Тольяттинского государственного университета
445020, г. Тольятти,
ул. Белорусская, 14

СВЕДЕНИЯ О ЧЛЕНАХ РЕДКОЛЛЕГИИ

Главный редактор

Кристал Михаил Михайлович, доктор физико-математических наук, профессор, ректор Тольяттинского государственного университета (Тольятти, Россия).

Заместитель главного редактора по общим вопросам

Коростелев Александр Алексеевич, доктор педагогических наук, профессор кафедры «Педагогика и методики преподавания» Тольяттинского государственного университета (Тольятти, Россия).

Заместитель главного редактора по техническому направлению, секция «Машиностроение и машиноведение»

Шайкин Александр Петрович, доктор технических наук, профессор кафедры «Энергетические машины и системы управления» Тольяттинского государственного университета (Тольятти, Россия).

Заместитель главного редактора по техническому направлению, секция «Металлургия и материаловедение»

Мерсон Дмитрий Львович, доктор физико-математических наук, профессор, директор Научно-исследовательского института перспективных технологий Тольяттинского государственного университета (Тольятти, Россия).

Заместитель главного редактора по техническому направлению, секция «Химическая технология»

Остапенко Геннадий Иванович, доктор химических наук, профессор, заведующий кафедрой «Химия, химические процессы и технологии» Тольяттинского государственного университета (Тольятти, Россия).

Заместитель главного редактора по гуманитарному направлению, секция «Социологические науки»

Иванова Татьяна Николаевна, доктор социологических наук, доцент, заведующий кафедрой «Социология» Тольяттинского государственного университета (Тольятти, Россия).

Заместитель главного редактора по гуманитарному направлению, секция «Языкознание»

Тараносова Галина Николаевна, доктор педагогических наук, профессор, профессор кафедры «Русский язык и литература» Тольяттинского государственного университета (Тольятти, Россия).

Редколлегия:

Андреюшкина Татьяна Николаевна, доктор филологических наук, доцент, профессор кафедры «Теория и практика перевода» Тольяттинского государственного университета (Тольятти, Россия).

Бакалова Зинаида Николаевна, доктор филологических наук, профессор, профессор кафедры «Русский язык, культура речи и методика их преподавания» Поволжской государственной социально-гуманитарной академии (Самара, Россия).

Борисова Елена Борисовна, доктор филологических наук, профессор кафедры английской филологии и межкультурной коммуникации Поволжской государственной социально-гуманитарной академии (Самара, Россия).

Бочкарев Петр Юрьевич, доктор технических наук, профессор, заведующий кафедрой «Проектирование технических и технологических комплексов» Саратовского государственного технического университета имени Гагарина Ю.А. (Саратов, Россия).

Бржозовский Борис Максович, доктор технических наук, профессор, профессор кафедры «Проектирование технических и технологических комплексов» Саратовского государственного технического университета имени Гагарина Ю.А. (Саратов, Россия).

Буранок Олег Михайлович, доктор филологических наук, доктор педагогических наук, профессор, заведующий кафедрой русской, зарубежной литературы и методики преподавания литературы Поволжской государственной социально-гуманитарной академии (Самара, Россия).

Верещака Анатолий Степанович, доктор технических наук, профессор кафедры «Технология машиностроения» Московского государственного технологического университета «СТАНКИН» (Москва, Россия).

Виноградов Алексей Юрьевич, доктор технических наук, замдиректора по научной работе Научно-исследовательского института перспективных технологий Тольяттинского государственного университета (Тольятти, Россия).

Гаврюшин Сергей Сергеевич, доктор технических наук, профессор, заведующий кафедрой «Компьютерные системы автоматизации производства» Московского государственного технического университета имени Н.Э. Баумана (Москва, Россия).

Глезер Александр Маркович, доктор физико-математических наук, профессор, директор института металловедения и физики металлов имени Г.В. Курдюмова ФГУП «Центральный научно-исследовательский институт имени И.П. Бардина» (Москва, Россия).

Горбунов Юрий Иванович, доктор филологических наук, доцент, профессор кафедры «Теория и практика перевода» Тольяттинского государственного университета (Тольятти, Россия).

Готлиб Анна Семеновна, доктор социологических наук, профессор, заведующий кафедрой «Методология социологических и маркетинговых исследований» Самарского государственного университета (Самара, Россия).

Денисенко Александр Федорович, доктор технических наук, профессор, заведующий кафедрой «Автоматизированные станочные и инструментальные системы» Самарского государственного технического университета (Самара, Россия).

Звоновский Владимир Борисович, доктор социологических наук, директор Самарской региональной общественной организации «Фонд социальных исследований» (Самара, Россия).

Иванян Елена Павловна, доктор филологических наук, профессор, профессор кафедры «Русский язык, культура речи и методика их преподавания» Поволжской государственной социально-гуманитарной академии (Самара, Россия).

Казakov Александр Анатольевич, доктор технических наук, профессор, заведующий кафедрой «Металлургические технологии» института металлургии, машиностроения и транспорта Санкт-Петербургского государственного политехнического университета (Санкт-Петербург, Россия).

Карпов Михаил Иванович, доктор технических наук, профессор, член-корреспондент РАН, заведующий лабораторией Института физики твердого тела Российской академии наук (Черноголовка, Россия).

Кострова Ольга Андреевна, доктор филологических наук, профессор, профессор кафедры немецкого языка Поволжской государственной социально-гуманитарной академии (Самара, Россия).

Кудря Александр Викторович, доктор технических наук, профессор, профессор кафедры металловедения и физики прочности Национального исследовательского технологического университета «МИСиС» (Москва, Россия).

Кузьминский Анатолий Иванович, член-корреспондент НАПН Украины, доктор педагогических наук, профессор, профессор кафедры педагогики высшей школы и образовательного менеджмента Черкасского национального университета имени Богдана Хмельницкого (Черкассы, Украина).

Кулинич Марина Александровна, доктор культурологии, профессор кафедры английской филологии и межкультурной коммуникации Поволжской государственной социально-гуманитарной академии (Самара, Россия).

Ларшин Василий Петрович, доктор технических наук, профессор кафедры «Технология машиностроения» Одесского национального политехнического университета (Одесса, Украина).

Лодатко Евгений Александрович, доктор педагогических наук, доцент, профессор кафедры педагогики высшей школы и образовательного менеджмента Черкасского национального университета имени Богдана Хмельницкого (Черкассы, Украина).

Макаров Алексей Викторович, доктор технических наук, заведующий отделом материаловедения и лабораторией механических свойств Института физики металлов имени М.Н. Михеева Уральского отделения Российской академии наук (Екатеринбург, Россия).

Морозова Алевтина Николаевна, доктор филологических наук, заведующий кафедрой английского языка и методики преподавания иностранных языков Поволжской государственной социально-гуманитарной академии (Самара, Россия).

Морозова Ирина Станиславовна, доктор психологических наук, профессор, заведующий кафедрой общей психологии и психологии развития Кемеровского государственного университета (Кемерово, Россия).

Наймарк Олег Борисович, доктор физико-математических наук, профессор, заведующий лабораторией «Физические основы прочности» Института механики сплошных сред Уральского отделения Российской академии наук (Пермь, Россия).

Носов Николай Васильевич, доктор технических наук, профессор, заведующий кафедрой «Технология машиностроения», декан факультета машиностроения и автомобильного транспорта Самарского государственного технического университета (Самара, Россия).

Орлова Людмила Викторовна, доктор социологических наук, профессор, заведующий кафедрой «Управление персоналом» Самарской академии государственного и муниципального управления (Самара, Россия).

Пилинский Александр Вениаминович, кандидат технических наук, доцент, MSME (Master of Science in Mechanical Engineering), менеджер компании «Реймер Металс Корпорейшн» (Лос-Анджелес, США).

Плахова Ольга Александровна, доктор филологических наук, доцент, профессор кафедры «Теория и методика преподавания иностранных языков и культур» Тольяттинского государственного университета (Тольятти, Россия).

Романов Алексей Евгеньевич, доктор физико-математических наук, главный научный сотрудник сектора теории твердого тела Физико-технического института имени А.Ф. Иоффе Российской академии наук, заведующий кафедрой светодиодных технологий Санкт-Петербургского национального исследовательского университета информационных технологий, механики и оптики (Санкт-Петербург, Россия).

Рубаник Василий Васильевич, член-корреспондент Национальной академии наук Беларуси, доктор технических наук, доцент Института технической акустики Национальной академии наук Беларуси (Витебск, Беларусь).

Старобинский Рудольф Натанович, доктор технических наук, профессор, научный консультант инженерного бюро «Prof. Starobinski. Silencers. Consulting and Engineering» (Гамбург, Германия).

Табаков Владимир Петрович, доктор технических наук, профессор, заведующий кафедрой «Металлорежущие станки и инструменты» Ульяновского государственного технического университета (Ульяновск, Россия).

Тарский Юрий Иванович, доктор социологических наук, профессор, заведующий кафедрой «Социология и социальная политика» Поволжского института управления имени П.А. Столыпина (Саратов, Россия).

Тарская Ольга Юрьевна, доктор социологических наук, доцент, профессор кафедры «Социология и социальная политика» Поволжского института управления имени П.А. Столыпина (Саратов, Россия).

Худобин Леонид Викторович, заслуженный деятель науки и техники РСФСР, доктор технических наук, профессор кафедры «Технология машиностроения» Ульяновского государственного технического университета (Ульяновск, Россия).

Шиняева Ольга Викторовна, доктор социологических наук, профессор, заведующий кафедрой «Политология, социология и связь с общественностью» Ульяновского государственного технического университета (Ульяновск, Россия).

Шишков Владимир Александрович, доктор технических наук, начальник технического отдела ООО «Рекар» (Тольятти, Россия).

Щербакова Галина Ивановна, доктор филологических наук, профессор, профессор кафедры «Журналистика» Тольяттинского государственного университета (Тольятти, Россия).

Эстрин Юрий Захарович, кандидат физико-математических наук, доктор естественных наук (Германия), почетный доктор РАН, профессор кафедры материаловедения Университета имени Монаша (Мельбурн, Австралия).

Явон Снежана Владимировна, доктор социологических наук, доцент, доцент кафедры «Социальные технологии» Поволжского государственного университета сервиса (Тольятти, Россия).

Ярыгин Анатолий Николаевич, доктор педагогических наук, профессор, профессор кафедры «Информатика и вычислительная техника» Тольяттинского государственного университета (Тольятти, Россия).

СОДЕРЖАНИЕ

ТЕХНИЧЕСКИЕ НАУКИ

РАЗРАБОТКА И ИСПОЛЬЗОВАНИЕ МЕТОДА РАСЧЕТА НАПРЯЖЕНИЯ ТЕПЛООВОГО ПРОБОЯ В ВЫСОКОЧАСТОТНЫХ СТРУКТУРАХ Е.М. Волокобинский.....	6
НАУЧНЫЕ ОСНОВЫ РАЗРАБОТКИ И МЕТОДОЛОГИЯ СОЗДАНИЯ СТАЛЕЙ ДЛЯ ПРОИЗВОДСТВА НЕФТЕПРОМЫСЛОВЫХ ТРУБ ПОВЫШЕННОЙ ПРОЧНОСТИ И КОРРОЗИОННОЙ СТОЙКОСТИ М.А. Выбойщик, А.В. Иоффе.....	13
К ВОПРОСАМ О ТЕХНОЛОГИЧЕСКОЙ ПОДГОТОВКЕ И ОБРАБОТКЕ ЗАГОТОВОК НЕЖЕСТКИХ ДЕТАЛЕЙ МАШИН Е.С. Киселев, М.В. Назаров, Н.В. Мезин.....	21
КИНЕТИКА И МЕХАНИЗМ УСТАЛОСТНОГО РАЗРУШЕНИЯ ОБРАЗЦОВ ИЗ СТАЛЕЙ 40Х И 38Х2Н2МА Г.В. Клевцов, Д.Л. Мерсон, Н.А. Клевцова, Е.Д. Мерсон, М.Л. Линдеров, С.В. Засыпкин, А.В. Бондаренко.....	30
ВЛИЯНИЕ НИКЕЛЯ НА СВОЙСТВА НАПЛАВЛЕННЫХ СПЛАВОВ СИСТЕМЫ ТИТАН – АЛЮМИНИЙ А.И. Ковтунов, А.Г. Бочкарев, Д.И. Плахотный, А.А. Гуцин.....	37
ОСНОВНЫЕ ОСОБЕННОСТИ ВЛИЯНИЯ УЛЬТРАЗВУКОВЫХ КОЛЕБАНИЙ ПРАВЯЩЕГО ИНСТРУМЕНТА НА ЭФФЕКТИВНОСТЬ ПРОЦЕССА ПРАВКИ ШЛИФОВАЛЬНЫХ КРУГОВ С.В. Мурашкин, А.С. Селиванов, В.И. Малышев.....	43
ОПРЕДЕЛЕНИЕ НАГРУЗОК ДЛЯ ПРОЧНОСТНЫХ РАСЧЕТОВ УЗЛОВ КРЕПЛЕНИЯ ПРИБОРОВ И АГРЕГАТОВ КОСМИЧЕСКОГО АППАРАТА НА АКТИВНОМ УЧАСТКЕ ПОЛЕТА А.А. Попков, В.А. Филатов, А.Г. Филипов.....	50
ФОРМИРОВАНИЕ МЕТОДИКИ РАНЖИРОВАНИЯ ПРОЕКТНЫХ ПРОЦЕДУР В СИСТЕМЕ ПЛАНИРОВАНИЯ МНОГОНОМЕНКЛАТУРНЫХ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ ПРОЦЕССОВ И.А. Разманов, С.Г. Митин, П.Ю. Бочкарёв.....	58
ИССЛЕДОВАНИЕ ОСОБЕННОСТЕЙ СГОРАНИЯ В КАМЕРЕ СГОРАНИЯ ПЕРЕМЕННОГО ОБЪЕМА А.П. Шайкин, П.В. Ивашин, И.Р. Галиев, И.Н. Бобровский, А.Д. Дерячев, А.Я. Твердохлебов.....	64
НАШИ АВТОРЫ.....	72

CONTENT

TECHNICAL SCIENCES

THE DEVELOPMENT AND APPLICATION OF THE TECHNIQUE OF CALCULATION OF THERMAL BREAKDOWN VOLTAGE IN THE HIGH-FREQUENCY STRUCTURES

E.M. Volokobinsky.....6

SCIENTIFIC BASIS OF DEVELOPMENT AND THE METHODOLOGY OF CREATION OF STEELS FOR THE PRODUCTION OF OILFIELD CASING AND TUBULAR GOODS WITH THE INCREASED STRENGTH AND CORROSION RESISTANCE

M.A. Vyboishchik, A.V. Ioffe.....13

TO THE ISSUES OF TECHNOLOGICAL PREPARATION AND PROCESSING OF NON-RIGID WORKPIECES MACHINE PARTS

E.S. Kiselev, M.V. Nazarov, N.V. Mezin.....21

THE KINETICS AND MECHANISM OF THE FATIGUE FRACTURE OF SAMPLES OF 40H AND 38H2N2MA STEELS

G.V. Klevtsov, D.L. Merson, N.A. Klevtsova,
E.D. Merson, M.L. Linderov, S.V. Zasytkin, A.V. Bondarenko.....30

THE INFLUENCE OF NICKEL ON THE PROPERTIES OF THE DEPOSITED ALLOYS OF TITANIUM-ALUMINUM SYSTEM

A.I. Kovtunov, A.G. Bochkarev, D.I. Plakhotny, A.A. Gushchin.....37

KEY ASPECTS OF INFLUENCE OF ULTRASONIC VIBRATIONS OF A DRESSING TOOL ON THE EFFICIENCY OF THE PROCESS OF WHEEL DRESSING

S.V. Murashkin, A.S. Selivanov, V.I. Malyshev.....43

DETERMINATION OF LOADS FOR STRENGTH CALCULATIONS OF THE ATTACHMENT FITTINGS OF THE DEVICES AND ASSEMBLIES OF A SPACECRAFT IN A POWERED FLIGHT

A.A. Popkov, V.A. Filatov, A.G. Filipov.....50

THE FORMATION OF PROJECT PROCEDURES RANKING TECHNIQUE IN THE SYSTEM OF PLANNING OF MULTIPRODUCT ENGINEERING PROCESSES

I.A. Razmanov, S.G. Mitin, P.Yu. Bochkaryov.....58

THE STUDY OF SPECIAL ASPECTS OF COMBUSTION IN A VARIABLE VOLUME COMBUSTION CHAMBER

A.P. Shaikin, P.V. Ivashin, I.R. Galiev,
I.N. Bobrovsky, A.D. Deryachev, A.Ya. Tverdokhlebov.....64

OUR AUTHORS.....72

РАЗРАБОТКА И ИСПОЛЬЗОВАНИЕ МЕТОДА РАСЧЕТА НАПРЯЖЕНИЯ ТЕПЛООВОГО ПРОБОЯ В ВЫСОКОЧАСТОТНЫХ СТРУКТУРАХ

© 2019

Е.М. Волокобинский, инженер кафедры конструирования и технологии производства радиоэлектронных средств
Санкт-Петербургский государственный университет телекоммуникаций им. проф. М.А. Бонч-Бруевича,
Санкт-Петербург (Россия)

Ключевые слова: метод расчета; диэлектрические композиционные материалы; тангенс угла диэлектрических потерь; температурные и частотные зависимости; тепловой пробой; напряжение теплового пробоя; термоупругий пробой.

Аннотация: Статья посвящена описанию нового метода расчетов процессов тепловыделения на высоких и сверхвысоких частотах, связанных с потерями в композиционных материалах (КМ), что может привести к разрушению радиодеталей. Исследование теплового пробоя необходимо для выяснения механизма и природы изменения диэлектрических свойств. Тепловой пробой вредно влияет на детали из КМ или даже приводит к их разрушению. Явления нагрева весьма сложны, и расчет механизма его возникновения, а также этапов на пути возникновения и развития теплового эффекта и старения КМ представляет научный и практический интерес.

Цель исследования – разработка метода расчета теплоотвода и напряжения теплового пробоя в высокочастотных структурах как для структуры, охлаждаемой с одной стороны, так и для структуры, охлаждаемой с двух сторон.

Получены формулы для расчета напряжения теплового пробоя малогабаритных изоляторов как в случае, если электрическое поле однородно, так и в случае, если оно неоднородно.

Экспериментально подтверждено, что при повышении температуры среды величина перегрева уменьшается для композиционных диэлектрических материалов. При увеличении частоты возрастает перепад температуры; на высоких частотах в конструкциях из композиционных диэлектрических материалов возникают большие перепады температур, приводящие к разрушению.

Предложенный автором метод расчета обеспечивает достаточно высокую для практических целей точность расчета. Исследование пробоя дискообразных деталей из композита, содержащего двуокись титана, показало, что в интервале частот f от 0,5 до 1,5 МГц температурная и частотная зависимости напряжения теплового пробоя согласуются с расчетами по предлагаемому методу.

ВВЕДЕНИЕ

В статье описывается метод расчета теплоотвода и напряжения теплового пробоя высокочастотных структур. Напряжение теплового пробоя можно определить, зная напряженность поля в структуре из композита. Если диаметр конструкции, которую рассматриваем как плоскую, значительно превосходит толщину стенки, то задача сводится к случаю плоскопараллельной области, где теплоотвод происходит перпендикулярно поверхности, а вектор напряженности поля направлен вдоль поверхности. Математическое решение задачи об определении пробивного напряжения одинаково как в случае бесконечной области в однородном поле, так и в случае если пренебречь теплоотводом вдоль поверхности.

Исследованию теплового пробоя и возможностей практического использования нагрева материалов в электрическом поле посвящено большое количество работ, в процессе которых выяснялась физическая природа теплового пробоя и исследовался высокочастотный нагрев композиционных материалов (КМ). Вследствие больших трудностей, возникающих при решении задач о тепловом пробое, практически во всех теориях теплового пробоя делаются упрощения, которые снижают точность результатов, и их нельзя использовать для расчета ряда конструкций.

Теория пробоя столбца на постоянном токе разрабатывалась Л.П. Побережским [1]. Он учитывал перераспределение электрического поля в образце из диэлектрического материала вследствие увеличения удельной проводимости γ при повышении температуры. Тепло-

вой пробой диэлектрических пластин, стержней и трубок на высоких частотах исследовали Г.Н. Дульнев и Э.М. Семяшкин [2]. Они рассматривали только ограниченные значения величины тангенса угла диэлектрических потерь $\text{tg}\delta$. Метод расчета напряжения теплового пробоя изоляторов для мощных радиопередающих устройств исследовал Е.В. Брауде [3]. В основу метода положена квадратичная зависимость $\text{tg}\delta$ от температуры. В.В. Пучковский и Е.Г. Мякинин рассчитывали напряжение теплового пробоя диэлектрической пластины, предполагая, что $\text{tg}\delta$ в материале линейно возрастает с повышением температуры [4]. Такое предположение приводит к слишком большим погрешностям. Ряд работ посвящен исследованию развития теплового пробоя со временем [5]. Задачи об изменении температуры электрорадиоматериала в электрическом поле являются сложными [6].

Различают тепловой пробой I и II рода. Пробой I рода связан с нарушением теплового равновесия, когда теплоотвод затруднен и потери в материале возрастают с повышением температуры [7]. Тепловой пробой II рода может происходить при интенсивном охлаждении поверхности материала, когда в нем возникают термоупругие напряжения, приводящие к раскалыванию материала, или когда происходит разложение материала [8].

Эти теории не могут позволить проводить расчеты для деталей из КМ с ярко выраженной релаксационной поляризацией [9; 10]. Расчет может проводиться только при правильном учете температурной зависимости потерь [11; 12].

Метод расчета рассмотрен на примере плоского изделия из КМ, помещенного в однородное высокочастотное электрическое поле, вектор напряженности которого направлен параллельно поверхности [13]. Если температура охлаждаемой поверхности больше температуры окружающей среды, то отдаваемая структурой мощность определяется конвективным охлаждением и лучеиспусканием [14–16]. В условиях теплового равновесия можно найти температуру поверхности, при которой напряженность поля имеет максимальное значение. Помимо расчета напряженности поля для случая структуры, охлаждаемой с одной стороны, метод можно использовать для расчета структуры, охлаждаемой с двух сторон, а также как для малогабаритных, так и крупногабаритных деталей [9]. Получены формулы для расчета напряжения теплового пробоя малогабаритных изоляторов как в случае, если электрическое поле однородно, так и в случае, если оно неоднородно. При расчете можно воспользоваться сведениями, приведенными в [17]. При повышении температуры среды величина перегрева уменьшается для КМ. При увеличении частоты возрастает перепад температуры; на высоких частотах в конструкциях из КМ возникают большие перепады температур, приводящие к разрушению [18; 19]. Метод обеспечивает достаточно высокую для практических целей точность расчета.

Рассматриваемый метод применяется для расчета напряжения теплового пробоя конструкций из КМ. Наибольшие рабочие напряжения при минимальных габаритах имеют структуры с равномерным полем [19; 20].

Задача об определении напряжения электрического пробоя $U_{пр}$ решается, начиная с вычисления величины пробивной напряженности электрического поля $E_{пр}$. Если можно пренебречь теплоотводом на электроды [19; 20], то величина $E_{пр}$ не будет зависеть от кратчайшего расстояния между электродами L и будет уменьшаться с увеличением толщины стенок структуры.

Если диаметр структуры значительно превосходит толщину стенки D , то в приближении стенка рассматривается как плоская [21]. Следовательно, задача сводится к случаю плоскопараллельной структуры, теплоотвод в которой происходит в направлении оси x [19; 21] перпендикулярно поверхностям структуры, а вектор электрического поля E направлен вдоль поверхности структуры.

Цель исследования – разработка метода расчета теплоотвода и напряжения теплового пробоя в высокочастотных структурах как для структуры, охлаждаемой с одной стороны, так и для структуры, охлаждаемой с двух сторон.

РЕЗУЛЬТАТЫ ИССЛЕДОВАНИЙ

Математическое решение задачи об определении $E_{пр}$ одинаково как для случая бесконечной структуры в однородном поле, так и для случая ограниченной структуры, в которой пренебрегают теплоотводом вдоль поверхности [22].

Применение данного метода рассмотрим на примере структуры из КМ [23].

Пусть поверхность изделия при $x=0$ имеет идеальную тепловую изоляцию, а другая поверхность при $x=D$

(D – толщина плоского образца) охлаждается воздухом (рис. 1).

Теплоотвод происходит в направлении оси x , которая перпендикулярна вектору электрического поля. Направления вектора напряженности электрического поля E в момент времени t и вектора плотности теплового потока q показаны на рис. 1.

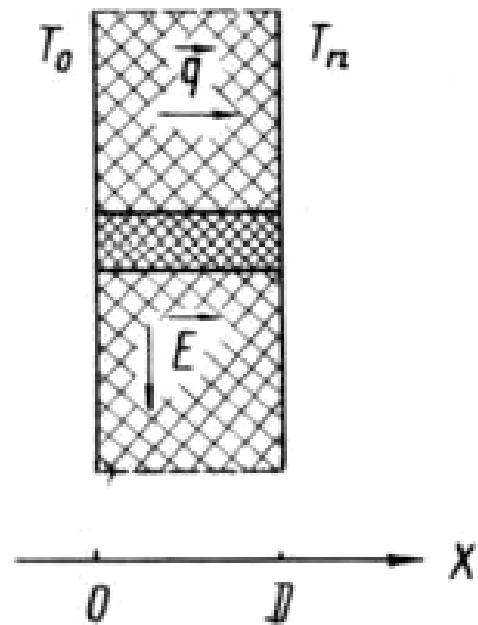


Рис. 1. Направление векторов теплового потока q и электрического поля E в образце КМ;

D – толщина образца;

T_0 – температура внутренней поверхности изделия;

T_n – температура охлаждаемой поверхности

Считая температурные зависимости коэффициента теплопроводности K , относительной диэлектрической проницаемости ϵ и $\text{tg}\delta$ известными, можно получить зависимость удельной проводимости γ в от температуры T .

В столбике единичного сечения с высотой, равной толщине плоского изделия D , выделяется мощность

$$P_{\text{выд}} = \gamma E^2 D.$$

На рис. 1 этот столбик показан более густой штриховкой.

Если температура охлаждаемой поверхности T_n больше температуры окружающей среды T_A , то с единицы поверхности будет теряться мощность $P_{\text{отд}}$, которая определяется конвективным охлаждением и лучеиспусканием и зависит от расположения детали в воздухе.

В общем случае мощность $P_{\text{отд}}$ является нелинейной функцией разности $(T_n - T_A)$ и зависит от размеров и формы изделий, их химического состава и состояния поверхности.

Будем считать, что

$$P_{\text{отд}} = \lambda(T_n - T_A),$$

где коэффициент внешней теплоотдачи λ не зависит от температуры, и пренебрегать температурной зависимостью K .

При тепловом равновесии

$$P_{\text{выд}} = P_{\text{отд}} = -K \frac{dT}{dx} \Big|_{x=D} = \lambda(T_n - T_A) \quad (1)$$

или

$$-K \frac{dT}{dx} \Big|_{x=D} = \frac{\lambda}{K} (T_n - T_A).$$

Исследование электрического поля в этих конструкциях показывает, что между напряжением U , приложенным к конструкции, и напряженностью электрического поля E в конструкции существует соотношение $U=EL$, где L – кратчайшее расстояние между электродами.

Зная напряженность поля в структуре $E_{\text{пр}}$, при которой происходит пробой, можно определить напряжение теплового пробоя $U_{\text{пр}}$ путем умножения $E_{\text{пр}}$ на L .

Как следует из (1), при данной температуре T_n количество тепла, выделяющегося в плоской детали, является заданным. Поэтому если T_n и распределение температуры в диэлектрике известны, то можно вычислить напряженность поля E , вызывающую такое нагревание изделия, что температура охлаждаемой поверхности равна T_n .

Записывая условие теплового равновесия в виде

$$E^2 \int_0^D \gamma(T) dx = \lambda(T_n - T_A),$$

найдем

$$E^2 = \frac{\lambda(T_n - T_A)}{\int_0^D \lambda(T) dx} \quad (2)$$

Вводя обозначение

$$\bar{\gamma} = \frac{1}{D} \int_0^D \gamma(T) dx,$$

представим (2) в виде

$$E^2 = \frac{\lambda(T_n - T_A)}{\bar{\gamma} D} \quad (3)$$

Таким образом, чтобы найти величину напряженности поля, вызывающего нагревание охлаждаемой поверхности до температуры T_n , надо знать распределение температуры в плоском изделии и вычислить среднее значение $\bar{\gamma}$.

Построив зависимость E от T_n в условиях теплового равновесия, представленную на рис. 2, можно найти

температуру поверхности $T_{n \text{ пр}}$, при которой напряженность поля имеет максимальное значение, равное $E_{\text{пр}}$.

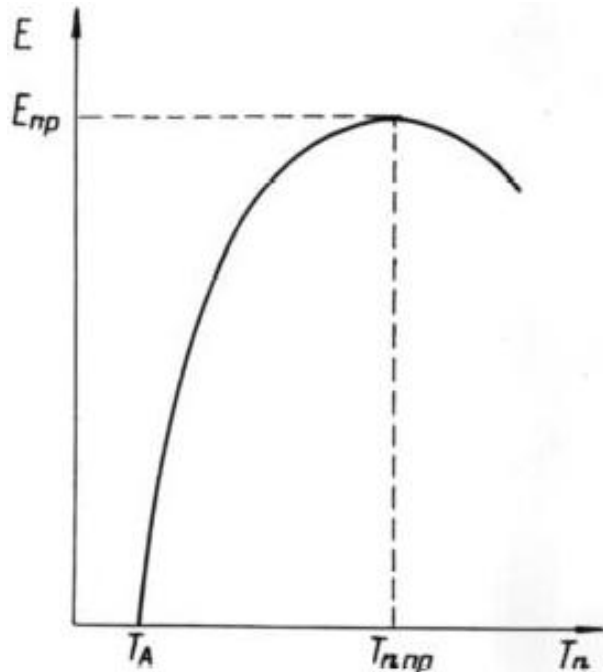


Рис. 2. Зависимость напряженности электрического поля в образце от температуры на поверхности плоского образца:
 E – напряженность электрического поля;
 T_n – температура на поверхности;
 $E_{\text{пр}}$ – пробивная напряженность;
 T_A – температура окружающей среды;
 $T_{n \text{ пр}}$ – температура поверхности образца при пробое

Подставив в (3) вместо T_n величину $T_{n \text{ пр}}$ и среднее значение $\bar{\gamma}_{\text{пр}}$, можно определить $E_{\text{пр}}$.

Для вычисления напряжения теплового пробоя в практических целях достаточно знать такие значения T''_n , T'_n , E' и E'' , при которых выполняются неравенства

$$T''_n < T_{\text{ГПР}} < T'_n$$

и

$$E' < E_{\text{ГПР}} < E''.$$

При неустойчивом тепловом равновесии

$$T_{\text{ппр}} < T^* < T_{o.\text{пр}},$$

где $T_{n \text{ пр}}$ – максимальная температура в образце при пробое.

T^* определяется как температура точки касания прямой, проведенной из точки T_A , лежащей на оси абсцисс, к кривой, изображающей зависимость γ от температуры (рис. 2).

Температуру T_n получим, считая, что в образце устанавливается линейное распределение температуры

при максимальной температуре T^* . Температуру T_n найдем, предполагая распределение температуры параболическим, а среднюю температуру равной T^* . Напряженность E' определим, подставив в (3) вместо T_n величину T_n' и завышенное γ . Напряженность E'' получим, подставив в (3) вместо T_n температуру T''_n и заниженное значение γ .

Температура охлаждаемой поверхности T''_n в электрическом поле с напряженностью E' , меньшей, чем пробивная $E_{пр}$, величина E' и напряженность E'' , превосходящая пробивную, вычисляются по формулам:

$$T''_n = T_A + \frac{T^* - T_A}{1 + \lambda \frac{D}{K}}, \quad (4)$$

$$E' = \sqrt{\frac{2\lambda}{1 + \lambda \frac{D}{K}} \cdot \frac{T^* - T_A}{[\gamma(T^*) + \gamma(T''_n)]D}}, \quad (5)$$

$$E'' = \sqrt{\frac{4\lambda}{4 + \lambda \frac{D}{K}} \cdot \frac{T^* - T_A}{\gamma(T^*)D}}, \quad (6)$$

где $\gamma(T^*)$ и $\gamma(T''_n)$ – значения γ при температурах T^* и T''_n .

Формулы (4)–(6) выведены для случая детали, охлаждаемой в воздухе с двух сторон, если считать, что D есть полутолщина детали.

Напряженность $E_{пр}$ поля, приводящего к тепловому пробую первого рода, равняется

$$E_{пр} = \frac{1}{2} [(E' + E'') \pm (E' - E'')].$$

Применение метода показано на примере расчета малогабаритных и крупногабаритных деталей.

В случае тонких деталей можно пренебречь перепадом температур в композиционном материале и определить напряженность поля $E_{пр}$, при которой происходит тепловой пробой, по формуле

$$E_{пр} = \sqrt{\frac{\lambda(T^* - T_A)}{\gamma(T^*)D}}.$$

Напряжение теплового пробоя $U_{пр}$ малогабаритных изоляторов с «равномерным» полем, в которых перепад температур не имеет существенного значения, определяется по формуле

$$U_{пр} = \sqrt{\frac{\lambda(T^* - T_A)}{\gamma(T^*)}} \cdot \frac{S}{V} \cdot L,$$

где S – площадь охлаждаемой поверхности изолятора; V – объем керамической части изолятора; L – кратчайшее расстояние в изоляторе между электродами.

Если поле неоднородно, то напряжение теплового пробоя небольшого конденсатора или изолятора вычисляется по формуле

$$U = \sqrt{\frac{\lambda(T^* - T_A)S}{2\pi f C \text{tg} \delta}},$$

где C и $\text{tg} \delta$ – емкость и тангенс угла диэлектрических потерь конденсатора или изолятора при температуре T^* , которая определяется так же, как и в случае однородного поля.

При напряженности $E_{пр}$ имеется только одна точка неустойчивого теплового равновесия при температуре поверхности образца $T_{н пр}$, которая для образцов малых размеров равна температуре теплового равновесия:

$$\left. \frac{d\gamma}{dT} \right|_{T=T^*} = \frac{\gamma|_{T=T^*}}{T^* - T_A}.$$

В теориях теплового пробоя предполагалось, что $(T^* - T_A)$ не зависит от температуры. Однако, как показывает экспериментальная проверка, при повышении температуры среды от T_A до t_A величина перегрева ΔT композиционного материала уменьшается от $(T^* - T_A)$ до $(t^* - t_A)$.

При увеличении частоты f_1 до f_2 возрастает перепад температуры в структуре от $(T^*_1 - T_A)$ до $(T^* - T_A)$. На высоких частотах в деталях из композиционных материалов могут возникать большие перепады температуры, приводящие к опасным термоупругим напряжениям, вызывающим раскалывание деталей. Следовательно, с возрастанием частоты увеличивается опасность термоупругого пробоя.

Метод обеспечивает достаточно высокую для практических целей точность расчета. Например, в случае, когда $\text{tg} \delta$ экспоненциально увеличивается при повышении температуры и величина пробивной напряженности $E_{пр}$ может быть вычислена точно, пробивная напряженность $E_{пр} = (E' + E'')/2$, определенная с помощью предлагаемого метода, отличается от среднего экспериментального значения менее чем на 0,5 %.

Напряжение теплового пробоя детали из диэлектрического композита, содержащего TiO_2 , на частоте 1,7 МГц при температуре окружающего воздуха 25–30 °С и при коэффициенте внешней теплоотдачи $\lambda = 60 \text{ Вт}/(\text{м}^2 \cdot \text{К})$ составляет 7–13 кВ. Для этих же условий метод дает напряжение теплового пробоя этой же детали, равное 10 кВ.

Исследование пробоя дискообразных деталей из композита, содержащего двуокись титана, показало, что в интервале частот f от 0,5 до 1,5 МГц температурная и частотная зависимости напряжения теплового пробоя $U_{пр}$ согласуются с расчетами по предлагаемому методу.

Как видно из экспериментальных данных, приведенных на рис. 3, значения $U_{пр}$ при температуре около 300 °С одинаковы на частотах 0,5 и 1 МГц.

Если температурные зависимости ϵ и $\text{tg} \delta$ известны, то определяется зависимость проводимости от температуры.

Расчет по рассматриваемому методу дает значения $U_{пр}$, близкие к экспериментальным (рис. 3). Небольшое отклонение рассчитанного $U_{пр}$ от экспериментального при температуре 300 °С (рис. 3) объясняется тем, что экспериментальные $U_{пр}$ несколько завышены из-за относительно быстрого повышения напряжения.

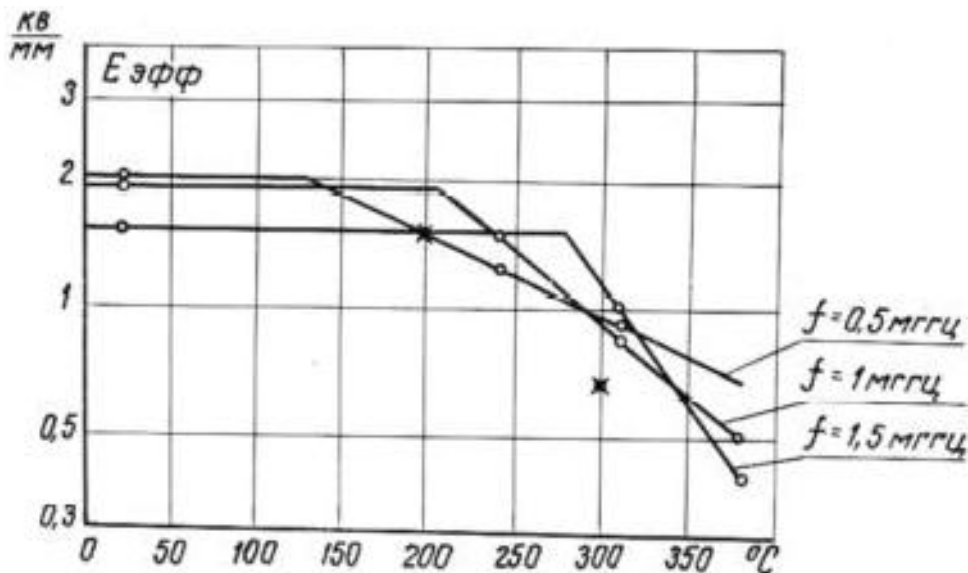


Рис. 3. Температурная зависимость электрической прочности композита $E_{эфф}$, содержащего двуокись титана:

- – экспериментальные значения;
- – теоретические значения $f=0,5$ МГц;
- × – теоретические значения $f=1,5$ МГц

Следовательно, в случае, когда определяется экспоненциальная зависимость $\text{tg}\delta$ от температуры, метод дает величины напряжения теплового пробоя, хорошо совпадающие с экспериментальными.

ОСНОВНЫЕ РЕЗУЛЬТАТЫ И ВЫВОДЫ

Экспериментальная проверка показывает, что при повышении температуры среды величина перегрева композиционного материала уменьшается с повышением температуры среды.

На высоких частотах в деталях из композиционных материалов могут возникать большие перепады температур, увеличивающие опасность термоупругого пробоя.

Предложенный метод расчета обеспечивает достаточно высокую для практических целей точность расчета.

Исследование пробоя дискообразных деталей из композита показало, что температурная и частотная зависимости напряжения теплового пробоя согласуются с расчетами по предлагаемому методу.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Побережский Л.П. Осциллографирование токов внутренней изоляции в толще изоляции при наличии помех // Вестник электропромышленности. 1961. № 12. С. 50–51.
2. Дульнев Г.Н., Семьяшкин Э.М. Теплообмен в радиоэлектронных аппаратах. М.: Энергия, 1968. 492 с.
3. Брауде Е.В. Определение электрической прочности установочных керамических изоляторов в мощных радиопередающих устройствах // Вопросы радиоэлектроники. Серия X: Техника радиосвязи. 1960. № 2. С. 82–116.
4. Пучковский В.В., Мякинин Е.Г. Тепловой пробой двухслойного диэлектрика // Инженерно-физический журнал. 1962. Т. 5. № 9. С. 33–37.
5. Афанасьев А.М., Подгорный В.В., Сипливый Б.Н., Яцышен В.В. Расчет теплового воздействия СВЧ излучения на плоские водосодержащие объекты слоистой структуры // Физика волн, процессов и радиотехнической системы. 1998. Т. 1. № 2. С. 83–90.
6. Сергеева Е.А., Адбуллин И.Ш. Активация нанокристаллических полиэтиленовых волокон неравновесной низкотемпературной плазмой // Нанотехника. 2009. № 2. С. 12–15.
7. Скворцов А.А., Каленков С.Г., Корячко М.В. Фазовые превращения в системах металлизации при нестационарном тепловом воздействии // Письма в журнал технической физики. 2014. Т. 40. № 18. С. 24–32.
8. Буря А.И., Ткаченко Э.В., Чигвинцева О.П. Полиамидные композиты: свойства и применение // Композиционные материалы. 2009. Т. 3. № 1. С. 4–21.
9. Emelyanov O.A., Ivanov I.O. Fast electromigration crack in nanoscale aluminum film // Journal of Applied Physics. 2014. Vol. 116. № 6. P. 1–4.
10. Комаров В.В. Погрешность линеаризации решения совместной краевой задачи электродинамики и теплопроводности для диссипативных диэлектриков // Радиотехника. 2006. № 12. С. 78–82.
11. Makdessi M., Sari A., Vente P. Metallized polymer film capacitors ageing law based on capacitance degradation // Microelectronics Reliability. 2014. Vol. 54. № 9. P. 1823–1829.
12. Казанский Л.С., Минкин М.А. О модификации метода обобщенной эквивалентной цепи // Вестник Самарского отраслевого научного исследовательского института радио. 2004. № 2. С. 54–57.
13. Градштейн Н.С., Рыжик И.М. Таблицы интегралов, сумм, рядов и произведений. М.: Физматгиз, 1963. 1100 с.

14. Серебров Р.А., Мартыненко В.А., Фридман Б.Э., Хапугин А.А. Разработка и исследование коммутаторов больших импульсных токов на основе фототристоров // *Электротехника*. 2016. № 7. С. 35–43.
15. Jow T.R., MacDougall F.W., Ennis J.B., Yang X.H., Schneider M.A., Scozzie C.J., White J., Macdonald J.R., Schalnat M.C., Cooper R.A., Yen S.P.S. Pulsed Power Capacitor Development and Outlook // *IEEE Pulse Power Conference*. Switzerland: IEEE, 2015. P. 1–7.
16. Казанский Л.С., Минкин М.А., Юдин В.В. Расчет симметричных излучающих систем методом обобщенной эквивалентной цепи // *Радиотехника*. 2005. № 1. С. 73–75.
17. Бузова М.А., Юдин В.В. Проектирование проволочных антенн на основе интегральных уравнений. М.: Радио и связь, 2005. 172 с.
18. Бузова М.А., Юдин В.В. Интегральное уравнение второго рода для линейного вибратора // *Вестник Самарского отраслевого научного исследовательского института радио*. 2003. № 1. С. 22–27.
19. Belko V.O., Emelyanov O.A. Self-healing in segmented metallized film capacitors: Experimental and theoretical investigations for engineering design // *Journal of Applied Physics*. 2016. Vol. 119. № 2. P. 1–7.
20. Карнаков Б.М., Мур В.Д., Попруженко С.В., Попов В.С. Современное развитие теории нелинейной ионизации атомов и ионов // *Успехи физических наук*. 2015. Т. 185. № 1. С. 3–34.
21. Минкин М.А. Анализ параметрической чувствительности излучающих структур на основе метода обобщенной эквивалентной цепи // *Радиотехника*. 2001. № 11. С. 86–89.
22. Матвеев В.И., Макаров Д.Н., Капустин С.Н. Размеры нейтральных кластеров и процессы их фрагментации при ионном распылении твердого тела // *Письма в журнал технической физики*. 2015. Т. 41. № 16. С. 15–20.
23. Liang Y. Transient temperature analysis and short-term ampacity calculation of power cables in tunnel using SUPG finite element method // 2013 IEEE Industry Applications Society Annual Meeting. Switzerland: IEEE, 2013. P. 1–4.
24. Skvortsov A.A., Zuev S.M., Koryachko M.V. Electro-thermal degradation of systems of metallization at non-stationary current influences // *International Conference on Actual Problems of Electron Devices Engineering*. Saratov: TUS im. Yuriy Gagarin, 2014. P. 340–343.
5. Afanasev A.M., Podgornyy V.V., Siplivyy B.N., Yatsyshen V.V. Calculation of the thermal effects of microwave radiation on flat water-containing objects of a layered structure. *Fizika voln, protsessov i radio-tekhnicheskoy sistemy*, 1998, vol. 1, no. 2, pp. 83–90.
6. Sergeeva E.A., Adbullin I.Sh. Activation of the high modulus high molecular polyethylene fibres by active-ly by nonequilibrium low-temperature plasma. *Nanotekhnika*, 2009, no. 2, pp. 12–15.
7. Skvortsov A.A., Kalenkov S.G., Koryachko M.V. Phase transformations in the systems of metallization with non-stationary thermal effects. *Pisma v zhurnal tekhnicheskoy fiziki*, 2014, vol. 40, no. 18, pp. 24–32.
8. Burya A.I., Tkachenko E.V., Chigvintseva O.P. Polyamide composites: properties and applications. *Kompozitsionnye materialy*, 2009, vol. 3, no. 1, pp. 4–21.
9. Emelyanov O.A., Ivanov I.O. Fast electromigration crack in nanoscale aluminum film. *Journal of Applied Physics*, 2014, vol. 116, no. 6, pp. 1–4.
10. Komarov V.V. The error of linearization of the solution of the joint boundary value problem of electrodynamics and heat conduction for dissipative dielectrics. *Radiotekhnika*, 2006, no. 12, pp. 78–82.
11. Makdessi M., Sari A., Vente P. Metallized polymer film capacitors ageing law based on capacitance degradation. *Microelectronics Reliability*, 2014, vol. 54, no. 9, pp. 1823–1829.
12. Kazanskiy L.S., Minkin M.A. On the modification of the generalized equivalent circuit method. *Vestnik Samarskogo otraslevogo nauchnogo issledovatel'skogo instituta radio*, 2004, no. 2, pp. 54–57.
13. Gradshteyn N.S., Ryzhik I.M. *Tablitsy integralov, summ, ryadov i proizvedeniy* [Tables of integrals, sums, series and products]. Moscow, Fizmatgiz Publ., 1963. 1100 p.
14. Serebrov R.A., Fridman B.E., Martynenko V.A., Khapugin A.A. Design and testing of heavy pulse current switches based on photothyristors. *Russian Electrical Engineering*, 2016, vol. 87, no. 7, pp. 395–402.
15. Jow T.R., MacDougall F.W., Ennis J.B., Yang X.H., Schneider M.A., Scozzie C.J., White J., Macdonald J.R., Schalnat M.C., Cooper R.A., Yen S.P.S. Pulsed Power Capacitor Development and Outlook. *IEEE Pulse Power Conference*. Switzerland, IEEE Publ., 2015, pp. 1–7.
16. Kazanskiy L.S., Minkin M.A., Yudin V.V. Calculation of symmetric radiating systems by the method of a generalized equivalent circuit. *Radiotekhnika*, 2005, no. 1, pp. 73–75.
17. Buzova M.A., Yudin B.B. *Proektirovanie provolochnykh antenn na osnove integralnykh uravneniy* [Design of wire antennas on the basis of integral equations]. Moscow, Radio i svyaz Publ., 2005. 172 p.
18. Buzova M.A., Yudin V.V. Integral equation of the second kind for a linear vibrator. *Vestnik Samarskogo otraslevogo nauchnogo issledovatel'skogo instituta radio*, 2003, no. 1, pp. 22–27.
19. Belko V.O., Emelyanov O.A. Self-healing in segmented metallized film capacitors: Experimental and theoretical investigations for engineering design. *Journal of Applied Physics*, 2016, vol. 119, no. 2, pp. 1–7.
20. Karnakov B.M., Mur V.D., Popruzenko S.V., Popov V.S. Current progress in developing the nonlinear

REFERENCES

1. Poberezhskiy L.P. Oscillography of internal insulation currents in the layer of the insulation in the presence of interference. *Vestnik elektropromyshlennosti*, 1961, no. 12, pp. 50–51.
2. Dulnev G.N., Semyashkin E.M. *Teploobmen v radioelektronnykh apparatakh* [Heat transfer in electronic devices]. Moscow, Energiya Publ., 1968. 492 p.
3. Braude E.V. Determination of the electrical strength of the of installational ceramic insulators in high-power radio transmitting devices. *Voprosy radioelektroniki. Seriya X: Tekhnika radiosvyazi*, 1960, no. 2, pp. 82–116.
4. Puchkovskiy V.V., Myakinin E.G. Thermal breakdown of a two-layer dielectric. *Inzhenerno-fizicheskiy zhurnal*, 1962, vol. 5, no. 9, pp. 33–37.

- ionization theory of atoms and ions. *Physics-Uspexhi*, 2015, vol. 58, no. 1, pp. 3–32.
21. Minkin M.A. Analysis of the parametric sensitivity of radiating structures based on the method of a generalized equivalent circuit. *Radiotekhnika*, 2001, no. 11, pp. 86–89.
22. Matveev V.I., Makarov D.N., Kapustin S.N. Dimensions of neutral clusters and processes of their fragmentation during ionic sputtering of a solid. *Pisma v zhurnal tekhnicheskoy fiziki*, 2015, vol. 41, no. 16, pp. 15–20.
23. Liang Y. Transient temperature analysis and short-term ampacity calculation of power cables in tunnel using SUPG finite element method. *2013 IEEE Industry Applications Society Annual Meeting*. Switzerland, IEEE Publ., 2013, pp. 1–4.
24. Skvortsov A.A., Zuev S.M., Koryachko M.V. Electrothermal degradation of systems of metallization at non-stationary current influences. *International Conference on Actual Problems of Electron Devices Engineering*. Saratov, TUS im. Yuriy Gagarin Publ., 2014, pp. 340–343.

THE DEVELOPMENT AND APPLICATION OF THE TECHNIQUE OF CALCULATION OF THERMAL BREAKDOWN VOLTAGE IN THE HIGH-FREQUENCY STRUCTURES

© 2019

E.M. Volokobinsky, engineer of Chair of Designing and Technology of Production of Radioelectronic Facilities
Bonch-Bruевич Saint-Petersburg State University of Telecommunications, Saint-Petersburg (Russia)

Keywords: calculation technique; dielectric composite materials; dielectric loss tangent; temperature and frequency dependencies; thermal breakdown; thermal breakdown voltage; thermoelastic breakdown.

Abstract: The paper deals with the description of a new technique of calculations of the heat release processes at the high and ultra-high frequencies associated with the losses in composite materials (CM) what may cause the destruction of radio components. The study of thermal breakdown is necessary to determine the mechanism and nature of change of dielectric properties. Thermal breakdown influences destructively the composite material radio components or even causes their failure. The heating phenomena are rather complex and the calculation of its origination mechanism, as well as the stages of the origination and development of thermal effect and composite material aging, are scientifically and practically attractive.

The goal of the study is the development of a technique for calculation of heat removal and thermal breakdown voltage in the high-frequency structures both for a structure cooled from the one side and for a structure cooled from two sides.

The author got the formulas for calculation of the thermal breakdown voltage of the small-size insulators both in the cases when the electric field is uniform and in the cases when it is non-uniform.

It is experimentally proved that when increasing the temperature of the environment, the value of thermal overload decreases for the composite dielectric materials. When increasing the frequency, the temperature differential increases; at the high frequencies, large temperature differentials occur in the structures made of composite dielectric materials that cause the destruction.

The calculation technique proposed by the author ensures the calculation accuracy sufficiently high for the practical purpose. The study of the breakdown of the discoid components made of a composite containing titanium dioxide shows that in the interval of frequencies f from 0.5 to 1.5 MHz, the temperature and frequency dependencies of thermal breakdown voltage are compliant with the calculations according to the proposed technique.

НАУЧНЫЕ ОСНОВЫ РАЗРАБОТКИ И МЕТОДОЛОГИЯ СОЗДАНИЯ СТАЛЕЙ ДЛЯ ПРОИЗВОДСТВА НЕФТЕПРОМЫСЛОВЫХ ТРУБ ПОВЫШЕННОЙ ПРОЧНОСТИ И КОРРОЗИОННОЙ СТОЙКОСТИ
© 2019

М.А. Выбойщик, доктор физико-математических наук, профессор,
профессор кафедры «Нанотехнологии, материаловедение и механика»
Тольяттинский государственный университет, Тольятти (Россия)

А.В. Иоффе, кандидат технических наук,
руководитель департамента материаловедения
ООО «ИТ-Сервис», Самара (Россия)

Ключевые слова: нефтепромысловые среды; нефтегазопроводные трубы; насосно-компрессорные трубы; базовая сталь; коррозионная стойкость; прочность; пластичность; трещиностойкость; водородное растрескивание; углекислотная коррозия; структурное состояние; термическая обработка; термомеханическая обработка.

Аннотация: Проведен обзор аварийности нефтепромыслового и транспортирующего оборудования и отмечено значительное (в разы, а иногда в десятки раз) превышение допустимых показателей надежности трубопроводных систем по значениям удельной частоты отказов (шт/км/год). Показано, что основной причиной деградации и разрушения труб является внутренняя коррозия, которая в зависимости от состава добываемых сред выражается одним преобладающим или сочетанием нескольких видов коррозионно-механического разрушения: водородное растрескивание, сульфидное коррозионное растрескивание под напряжением, углекислотная, сульфидная и бактериальная коррозия. На основе обобщения и систематизации результатов многочисленных исследовательских и прикладных работ по разработке и освоению новых трубных сталей повышенной прочности и коррозионной стойкости представлены основные научные положения формирования коррозионной стойкости сталей в высокоагрессивных нефтепромысловых средах. Разработана методология и предложена последовательность мероприятий (алгоритм) решения поставленных задач по разработке сталей для производства труб нефтяного сортамента с более высокими механическими свойствами и стойкостью к коррозионно-механическому разрушению. Определен перечень необходимых исследований, испытаний и требований к качеству продукции. Дано обоснование рациональности используемых подходов, методов и решений по легированию, микролегированию, модифицированию и выбору структурного состояния разрабатываемых сталей, а также по технологии изготовления труб. Приведены примеры разработки новых сталей повышенной прочности и коррозионной стойкости и, соответственно, успешного решения поставленных вопросов повышения эксплуатационных свойств нефтегазопроводных и насосно-компрессорных труб.

ВВЕДЕНИЕ

Нефть и нефтепродукты современных месторождений характеризуются наличием значительного количества агрессивных составляющих (углекислый газ, сероводород, хлориды, вода, бактериальная зараженность и др.), что осложняет эксплуатацию нефтедобывающего и транспортирующего оборудования происходящими процессами коррозионно-механического разрушения металла. В связи с исчерпанием существующих и началом эксплуатации новых месторождений нефти коррозионная активность промысловых сред постоянно возрастает. В последние годы аварийность трубопроводов и другого нефтепромыслового оборудования систем первичного сбора нефти для традиционно используемых сталей возросла в 1,3–1,5 раза [1]. Наиболее интенсивно коррозионно-механическое разрушение проявляется на месторождениях Урало-Поволжья и Западной Сибири. Удельная частота данных отказов трубопроводов (шт/км/год) для наиболее значимых нефтяных компаний (ПАО «НК «Роснефть»», ПАО «ЛУКОЙЛ», ПАО «Газпром нефть», ООО «РН-Юганскнефтегаз», ООО «РН-Сахалинморнефтегаз», АО «Самаранефтегаз», ОАО «Дагнефть» и ООО «РН-Ставропольнефтегаз») значительно, а иногда и в десятки раз превышает допустимые показатели надежности промысловых трубопроводных систем.

Аналогичное или более удручающее положение и с нефтедобывающим оборудованием. Для многих скважин срок эксплуатации подвески насосно-компрессор-

ных труб (НКТ) составляет 3–6 месяцев. На скважинах месторождений ОАО «Томскнефть» ВНК, ООО «РН-Ставропольнефтегаз», ООО «ЛУКОЙЛ-Коми» и др. происходят катастрофические разрушения с обрывом лифтовых колонн НКТ (полеты) [2; 3].

Основной причиной деградации и разрушения труб является внутренняя коррозия, которая в зависимости от состава добываемых сред выражается одним из следующих преобладающих видов или сочетанием нескольких видов коррозионно-механического разрушения: водородное растрескивание, сульфидное коррозионное растрескивание под напряжением, углекислотная и бактериальная коррозия.

Основным фактором, определяющим работоспособность и надежность нефтедобывающего и транспортирующего оборудования и, соответственно, стоимость добычи нефти и газа, являются потребительские и эксплуатационные свойства труб, составляющих более 90 % металлоемкости всего оборудования.

За последние десятилетия в связи с увеличением объема добычи нефти и газа с высоким содержанием коррозионно-активных компонентов расширились работы по исследованию разрушения в средах, насыщенных водородом [4–6], по повышению стойкости в средах, насыщенных CO₂ [7–9], в средах с высоким содержанием H₂S, CO₂ [10–12] и, соответственно, по разработке и производству трубных сталей. Наиболее интенсивно работы проводятся в странах – разработчиках

месторождений с высокой агрессивностью сред (США, Канада, Франция, Норвегия и др.) и в странах, производящих трубы для рынка (ФРГ, Япония, Италия и др.).

В Российской Федерации сложившаяся структура экономики определила потребность в улучшении качества нефтегазопромыслового оборудования. Сохранение научных металлургических кадров и производственных мощностей металлургических заводов и высокий научный уровень проработки вопросов [13–15] позволил за последние 15–20 лет значительно увеличить потребительские свойства труб (прочность, пластичность, ударную вязкость, трещиностойкость, коррозионную стойкость, работоспособность и др.). Разработаны, освоены и запатентованы [16–18] трубные стали нового поколения (13ХФА, 13ХФЧА, 08ХМФА, 08ХМФБЧА, 15Х5МФБЧ), обладающие повышенной прочностью и коррозионной стойкостью в нефтепромысловых средах с высоким содержанием CO_2 [19] и в высокоагрессивных нефтепромысловых средах (с высоким содержанием H_2S , CO_2 и бактериальной зараженностью) [20]. Это обеспечило высокую конкурентную способность на мировом рынке труб нефтяного сортамента, производимых в нашей стране.

Знание состояния вопроса и участие авторов статьи в разработке большинства новых сталей позволяют сделать попытку обобщения и систематизации имеющихся

материалов по разработке и получению трубных сталей повышенной прочности и коррозионной стойкости. По нашему мнению, представленный материал послужит основой для разработки трубных сталей последующего поколения.

Цель работы – разработка научных основ и алгоритма создания сталей повышенной прочности и коррозионной стойкости в высокоагрессивных нефтепромысловых средах.

МЕТОДОЛОГИЯ И НАУЧНЫЕ ОСНОВЫ РАЗРАБОТКИ И СОЗДАНИЯ СТАЛЕЙ

Методология представлена в виде ряда последовательных положений и мероприятий, используемых при разработке новых сталей и технологий производства труб. Определен необходимый перечень исследований, испытаний и требований к качеству продукции. Дано обоснование рациональности и целесообразности используемых подходов, методов и решений поставленных задач повышения прочности и коррозионной стойкости. В конце каждого мероприятия в качестве примера приводится описание состояния или решение затронутого вопроса для случая разработки сталей, стойких в нефтепромысловых средах. Упрощенная схема проводимых мероприятий и их последовательность (алгоритм) приведены на рис. 1.

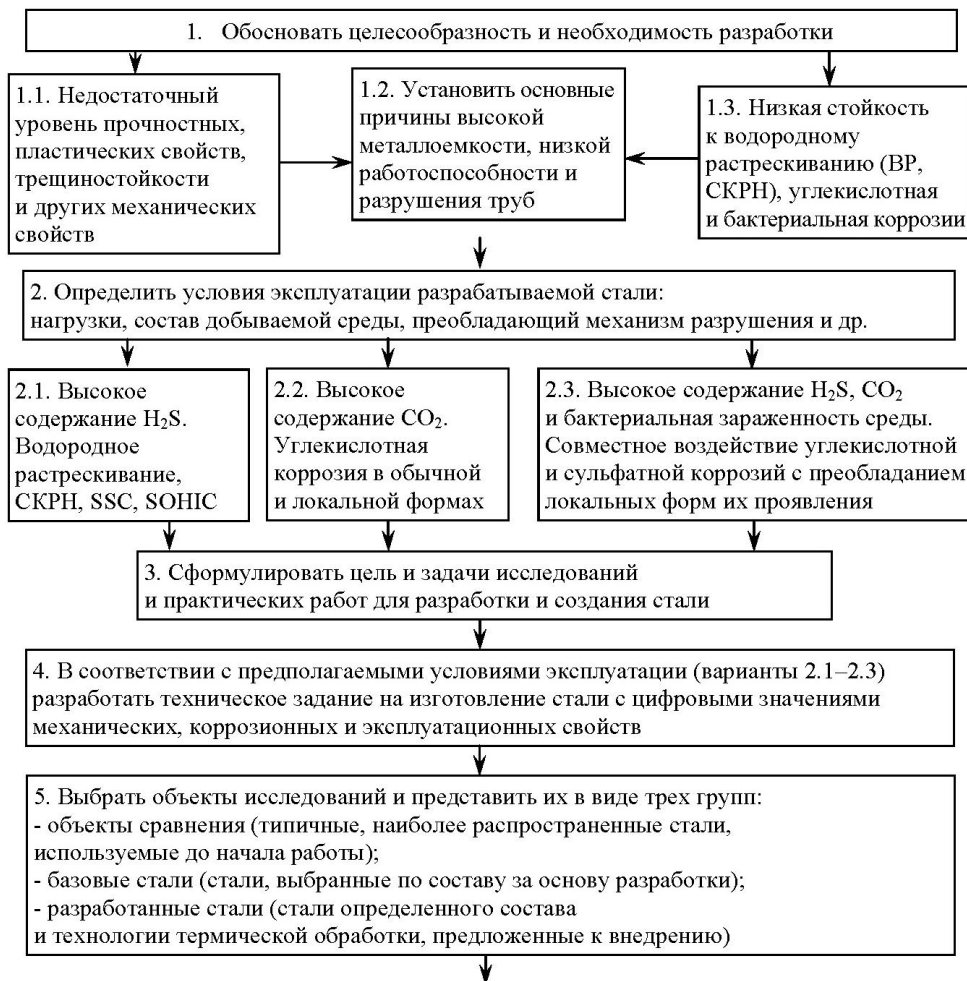


Рис. 1. Часть 1 Последовательность мероприятий (алгоритм) разработки и создания сталей для производства нефтепромысловых труб

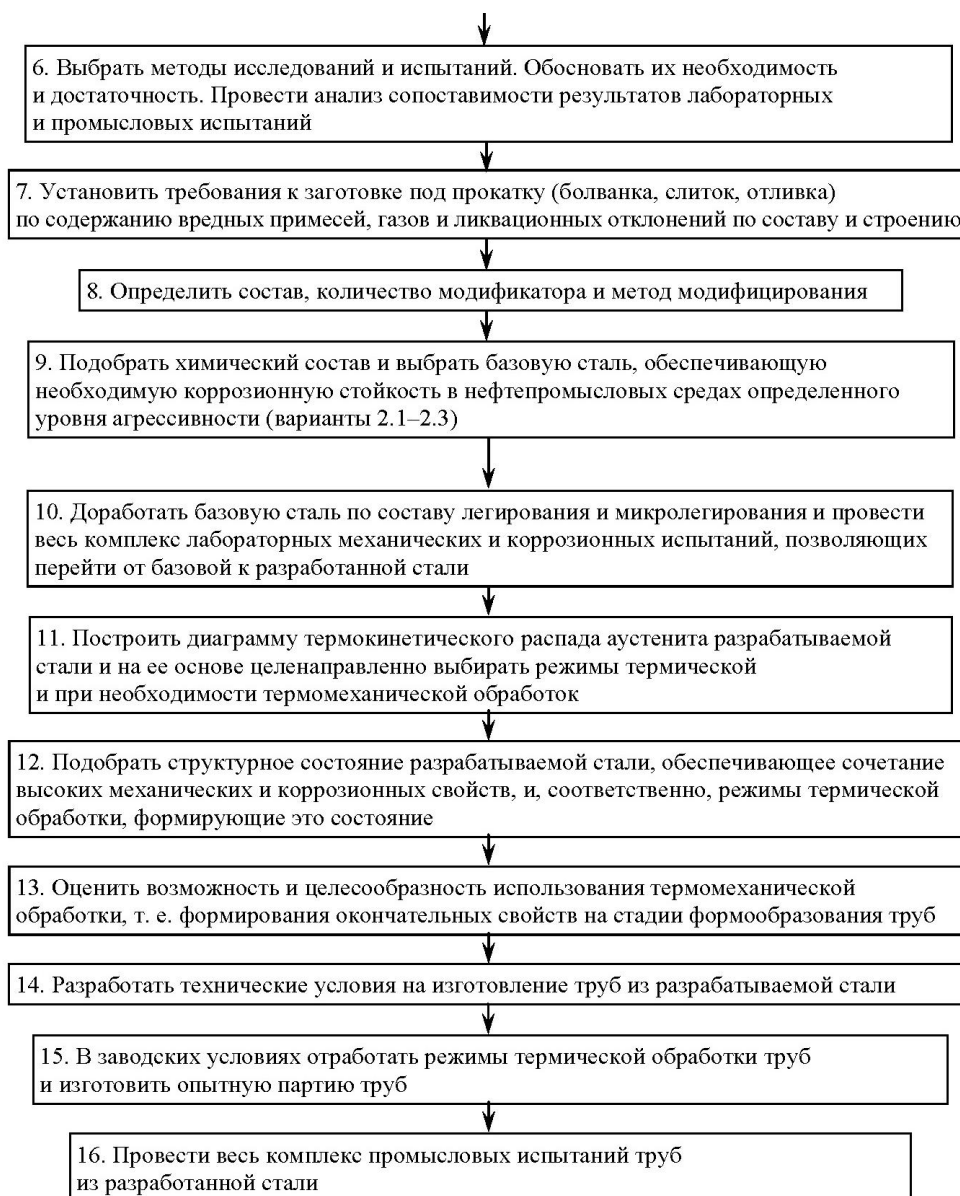


Рис. 1. Часть 2 Последовательность мероприятий (алгоритм) разработки и создания сталей для производства нефтепромысловых труб

Проводимые мероприятия

1. Обосновать целесообразность разработки и установить основные причины разрушения оборудования и его высокой металлоемкости. Для труб нефтяного сортамента – это водородное растрескивание, сульфидное коррозионное растрескивание под напряжением, углекислотная и бактериальная коррозии, а также недостаточный уровень прочностных, пластических свойств, хладостойкости и трещиностойкости.

2. Определить условия эксплуатации разрабатываемой стали: нагрузки, состав транспортируемой среды, преобладающий механизм разрушения и другие.

3. Сформулировать цель и задачи исследований и практических работ по разработке и созданию стали.

4. Разработать техническое задание с цифровыми значениями потребительских и эксплуатационных свойств. Для нашей работы это значение механических свойств на растяжение (σ_B , σ_T , δ), ударного изгиба (KCV^{50}), трещиностойкости, сопротивления водородному рас-

трескиванию (ВР) (CSR, CLR, CTR), сопротивления СКРН (σ_{th} , K_{ISSC}), сопротивления углекислотной коррозии (скорость общей и язвенной коррозии), сопротивления биологической коррозии, (показатели массы (количества) бактерий и их биологической активности), среднее время наработки на отказ (результаты промышленных испытаний).

5. Выбрать объекты исследований, которые целесообразно представить в виде трех групп:

- объекты сравнения (типичные, наиболее распространенные стали, используемые ранее до начала работы);
- базовые стали (стали, выбранные по химическому составу за основу для начала разработки);
- азработанные стали (стали определенного состава с подобранными режимами термической обработки, предложенные к внедрению).

6. В соответствии с задачами исследований выбрать необходимые методы исследований и испытаний. Обосновать необходимость и достаточность используемых

методов исследований. Оценить уровень имеющейся базы лабораторных и (промышленных) натурных испытаний, время проведения испытаний и соответствие показателей лабораторного моделирования и натурных испытаний.

Результаты лабораторных испытаний на стойкость сталей к углекислотной коррозии в значительной степени зависят от методики испытаний и не дают сопоставимых показателей интенсивности коррозионного разрушения, особенно в язвенной форме его проявления. Это требует значительного расширения объема промышленных испытаний. Рекомендуемая система методов исследований, лабораторных и промышленных испытаний приведена на рис. 2.

7. Установить требования к заготовке по содержанию вредных примесей и газов, а также ликвационных отклонений по составу и строению.

Необходимые высокие значения механических свойств и коррозионной стойкости труб можно обеспе-

чить при следующих требованиях по содержанию вредных примесей и газов: $S \leq 20 \text{ ppm}$, $P \leq 100 \text{ ppm}$, $H \leq 1,5 \text{ ppm}$, $N \leq 80 \text{ ppm}$. Необходимо также нормировать содержание олова, мышьяка и сурьмы и проводить периодический контроль ликвационной неоднородности состава заготовки. Наиболее полную информацию о свойствах ликвационной области и характере разрушения дает внецентренный отрыв с расположением излома в центральной зоне заготовки.

8. Определить состав модификатора и метод модифицирования.

Обработка стали силикокалием и редкоземельными металлами наиболее эффективно способствует глобулизации сульфидных неметаллических включений, повышению сопротивления разрушению и стойкости к коррозии, а также обеспечивает глубокую очистку от серы и кислорода, уменьшает степень загрязненности неметаллическими включениями и приводит к формированию сложных по составу, мелких сферических

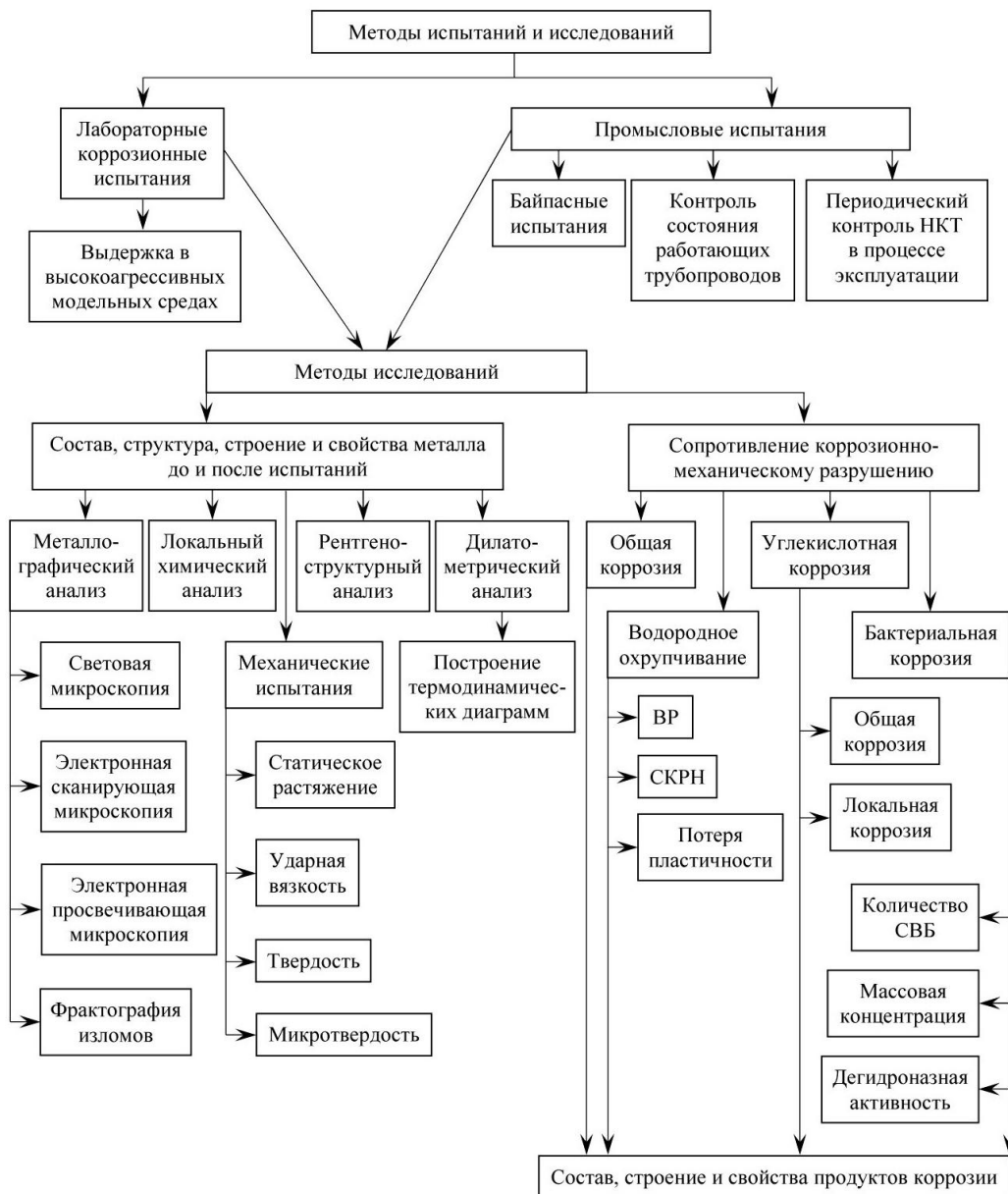


Рис. 2. Методы испытаний и исследований

включений, что существенно повышает стойкость сталей к ВР и СКРН. Наличие в стали церия и лантана оказывает значительное бактерицидное воздействие.

9. Подобрать химический состав и выбрать базовую сталь, обеспечивающую необходимую коррозионную стойкость в нефтепромысловых средах определенного уровня агрессивности.

Сталь разрабатывается для определенных условий эксплуатации с целью повышения стойкости к преобладающему виду разрушения. Для трубных сталей нефтяного сортамента это содержание агрессивных компонентов в добываемых средах и преобладающий вид разрушения:

- высокое содержание H_2S и среднее содержание CO_2 (водородное растрескивание, СКРН);

- высокое содержание CO_2 и среднее содержание H_2S , возможно присутствие хлоридов (общая и локальная углекислотная коррозия, локальная углекислотная коррозия в присутствии хлоридов);

- высокое содержание H_2S , CO_2 и бактериальная зараженность среды (комплексное воздействие углекислотной и сульфатной коррозии в локальной форме проявления).

Под термином «высокое содержание» подразумевается концентрация агрессивного компонента среды, вызывающая при данных условиях значительное проявление определенного вида коррозионного разрушения.

Каждое из приведенных условий эксплуатации рассматривается отдельно, так как они отличаются механизмами и кинетикой происходящих процессов разрушения и, соответственно, подходами и способами решения проблемы.

Стали повышенной прочности и коррозионной стойкости в H_2S -содержащих средах

Интенсивность зарождения и развития водородного растрескивания определяется количеством, геометрией и составом неметаллических включений, а также равномерностью распределения скоплений водорода в стали (количество и емкость «ловушек» водорода). Наиболее неблагоприятны вытянутые сульфиды MnS .

Разработка сталей повышенной стойкости в H_2S -содержащих средах сводится к следующим мероприятиям:

- уменьшить содержание $S \leq 0,002\%$, $Mn \leq 0,6\%$ и O_2 , что снижает содержание оксидов и сульфидов, $P \leq 0,01\%$ уменьшает развитие хрупкости;

- провести совместное модифицирование $Ca+PЗМ$, что обеспечивает получение мелких, недеформируемых неметаллических включений округлой формы (пункт 6);

- провести легирование Cr и Mo и микролегирование V и Nb . Специальные карбиды Cr и Mo , как и высокодисперсные карбонитриды V и Nb , приводят к упрочнению стали, а также, наряду с неметаллическими включениями, являются дополнительными «ловушками» водорода, значительно снижающими интенсивность развития водородного охрупчивания.

Стали повышенной прочности и коррозионной стойкости в CO_2 -содержащих средах

Интенсивность углекислотной коррозии определяется защитными свойствами образующихся продуктов коррозии, которые зависят от состава и структуры корродирующей стали. Следовательно, разработка сталей,

самопассивирующихся в процессе эксплуатации в CO_2 -содержащих средах, является основным направлением противодействия углекислотной коррозии. Его реализация сводится к следующим мероприятиям:

- установить связи и зависимости состава, строения и свойств продуктов коррозии от состава и структуры стали (концентрация Cr и Mo в продуктах коррозии в 5–12 раз превышает их содержание в стали; карбидная составляющая стали сохраняется в продуктах коррозии);

- оценить влияние хрома и других легирующих элементов на коррозионную стойкость сталей в CO_2 -содержащих средах (1 % Cr в 1,5–2 раза снижает интенсивность коррозии, а 5 % Cr – приблизительно на порядок);

- определить рациональный состав по легирующим элементам и выбрать базовую по составу сталь для разработки новых сталей, стойких в CO_2 -содержащих средах;

- определить структурное состояние и режимы термической обработки базовой стали, обеспечивающие сочетание высоких механических свойств с высокой коррозионной стойкостью в CO_2 - и H_2S -содержащих средах (структурное состояние – отпущенный нижний речный бейнит; режимы обработки – нормализация и последующий отпуск).

Стали повышенной прочности и коррозионной стойкости в средах с высоким содержанием H_2S , CO_2 и бактериальной зараженностью

В настоящее время не существует надежных представлений о взаимодействии нескольких происходящих процессов коррозионного разрушения. Разработка сталей для работы в этих наиболее сложных условиях эксплуатации фактически суммирует приведенные выше мероприятия по созданию сталей, стойких в средах с высоким содержанием H_2S и в средах с высоким содержанием CO_2 .

10. Доработать базовую сталь по составу легирования и микролегирования. Провести весь комплекс механических и лабораторных коррозионных испытаний, позволяющий перейти от базовой к разработанной стали.

11. Для разработанной стали построить диаграммы термокинетического распада переохлажденного аустенита.

Диаграмма дает представления о температурных интервалах и кинетике фазовых превращений, позволяет обоснованно подбирать режимы термической и термомеханической обработок.

12. Подобрать структурное состояние разрабатываемой стали, обеспечивающее сочетание высоких механических и коррозионных свойств, и, соответственно, режим термической обработки, формирующий это состояние.

Высокие характеристики трубных сталей по прочности, пластичности, трещиностойкости, хладостойкости не могут быть получены на основе феррито-перлитных структур, которые имеют ограничения по совместимости свойств (прочность – пластичность), а также по пределу текучести (≤ 500 МПа). Необходимо переходить от феррито-перлитных структур к более дисперсным структурам, обеспечивающим сочетание высоких прочностных свойств с высоким сопротивлением хрупкому разрушению. Такими структурами являются бейнит, отпущенный мартенсит и отпущенный бейнит. Бейнитные

структуры по сравнению со структурами отпущенного мартенита обладают более высоким сопротивлением хрупкому разрушению и могут быть получены при охлаждении с прокатного нагрева, т. е. без дополнительной термической обработки и соответствующих затрат.

Для получения бейнитных структур в широком интервале скоростей охлаждения необходимо низкое содержание углерода и дополнительное легирование, что смещает вправо С-образные кривые диаграммы термокинетического распада аустенита и обеспечивает бейнитную закалку при охлаждении на воздухе или в воде. Содержание углерода ($C \leq 0,1\%$) и необходимое легирование практически совпадают по составу с легированием, используемым для получения высоких коррозионных свойств труб в нефтепромысловых средах.

Выбор структурного состояния, обеспечивающего сочетание высоких механических и коррозионных свойств, целесообразно производить на основе термообработки бейнитных структур. Для успешно работающих сталей:

– стали 08ХМФБЧА: структурное состояние – избыточный феррит по границам бывшего аустенитного зерна и разнонаправленные колонии вырожденного реечного бейнита; режимы термообработки – охлаждение в воду (закалка на бейнит) и последующий отпуск;

– стали 15Х5МФБЧ: структурное состояние – нижний отпущенный реечный бейнит; режим термообработки – нормализация и последующий отпуск.

13. Оценить возможность и целесообразность использования термомеханической обработки (ТМО), т. е. получить необходимые структуры и свойства на стадии формообразования изделий. Использование ТМО, как правило, обеспечивает более высокие механические свойства, позволяет исключить или упростить последующую термообработку, используемую для формирования свойств изделий, и, соответственно, снизить затраты производства.

По нашему мнению, совмещение формообразования и формирования окончательных свойств является перспективным направлением повышения эксплуатационных свойств труб и совершенствования технологии трубного производства. Однако повышение прочностных свойств при термомеханической обработке часто сопровождается снижением коррозионных свойств, и требуется более тщательная отработка используемых технологий.

14. Разработать технические условия на изготовление труб и получить опытную партию труб.

15. В заводских условиях отработать режимы термической обработки и изготовить опытную партию труб.

16. Провести промышленные испытания труб из разработанных сталей: для нефтегазопроводных труб – выполнить ряд промышленных трубопроводов и периодически проводить мониторинг их состояния; для НКТ – составить лифтовые колонны и эксплуатировать в скважинах с повышенной агрессивностью добываемых сред.

ОСНОВНЫЕ РЕЗУЛЬТАТЫ

1. Представлены научные основы разработки и создания сталей для производства труб, работающих в нефтепромысловых средах высокой агрессивности, включающие: систему подбора методов испытаний и исследований; рекомендации по дополнительному

легированию, микролегированию и модифицированию; требования по загрязненности, форме и распределению неметаллических включений; выбор структурного состояния стали, обеспечивающего сочетание высоких прочностных и коррозионных свойств; перечень значимых потребительских свойств (не менее 15 параметров), определяющих качество труб.

2. На основе приведенных принципов и научных основ разработаны, созданы и освоены стали нового поколения (13ХФА, 13ХФЧА, 08ХМФА, 08ХМФБЧА, 15Х5МФБЧ) для производства нефтегазопроводных и насосно-компрессорных труб повышенной прочности и коррозионной стойкости.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Завьялов В.В. Проблемы эксплуатационной надёжности трубопроводов на поздней стадии разработки месторождений. М.: ВНИИО-ЭНГ, 2005. 322 с.
2. Князькин С.А. Выбор состава и структуры стали для изготовления насосно-компрессорных труб с повышенными эксплуатационными характеристиками: дис. ... канд. техн. наук. Пенза, 2013. 165 с.
3. Иоффе А.В., Тетюева Т.В., Выбойщик М.А., Князькин С.А., Зырянов А.О. Коррозионно-механическое разрушение насосно-компрессорных труб из углеродистых и легированных сталей при эксплуатации в средах, содержащих сероводород // *Металловедение и термическая обработка металлов*. 2012. № 10. С. 4–9.
4. Nagumo M. Fundamentals of hydrogen embrittlement. Singapore: Springer Nature, 2016. 241 p.
5. Lynch S.P. Hydrogen embrittlement phenomena and mechanisms // *Corrosion Reviews*. 2012. Vol. 30. № 3–4. P. 105–123.
6. Robertson I.M., Sofronis P., Nagao A., Martin M.L., Wang S., Gross D.W., Nygren K.E. Hydrogen embrittlement understood // *Metallurgical and Materials Transactions A: Physical Metallurgy and Materials Science*. 2015. Vol. 46. № 6. P. 2323–2341.
7. Маркин А.Н., Низамов Р.Э. CO₂-коррозия нефтепромыслового оборудования. М.: ВНИИОЭНГ, 2003. 188 с.
8. Sun J., Sun C., Wang Y. Effect of Cr content on the electrochemical behavior of low-chromium X65 steel in CO₂ environment // *International Journal of Electrochemical Science*. 2016. Vol. 11. № 10. P. 8599–8611.
9. Ko M., Ingham B., Laycock N., Williams D.E. In situ synchrotron X-ray diffraction study of the effect of chromium additions to the steel and solution on CO₂ corrosion of pipeline steels // *Corrosion Science*. 2014. Vol. 80. P. 237–246.
10. Sun J., Sun C., Lin X., Cheng X. Effect of chromium on corrosion behavior of P₁₁₀ steels in CO₂-H₂S environment with high pressure and high temperature // *Materials*. 2016. Vol. 9. № 3. P. 200.
11. Li D.-P., Zhang L., Yandg J.-W., Lu M.-X., Ding J.-H., Liu M.-L. Effect of H₂S concentration on the corrosion behavior of pipeline steel under the coexistence of H₂S and CO₂ // *International Journal of Minerals, Metallurgy and Materials*. 2014. Vol. 21. № 4. P. 388–394.
12. Choi Y.S., Nescic S., Ling S. Effect of H₂S on the CO₂ corrosion of carbon steel in acidic solution // *Electrochimica Acta*. 2011. Vol. 56. № 4. P. 1752–1760.

13. Эфрон Л.Н. *Металловедение в «большой» металлургии. Трубные стали.* М.: Металлургиздат, 2012. 696 с.
14. Штремель М.А. *Инженер в лаборатории.* М.: Металлургия, 1983. 128 с.
15. Горелик С.С., Добаткин С.В., Капуткина Л.М. *Рекристаллизация металлов и сплавов.* М.: МИСИС, 2005. 432 с.
16. Степанов А.А., Ламухин А.М., Иоффе А.В. Низколегированная сталь: патент РФ № 2283362; заяв. № 2004136056/02 от 09.12.2004; опубл. 10.09.2006.
17. Иоффе А.В., Немтинов А.А., Денисова Т.В. Сталь: патент РФ № 2361958; заяв. № 2007134119/02 от 12.09.2007; опубл. 20.07.2009.
18. Иоффе А.В., Тетюева Т.В., Денисова Т.В. Коррозионно-стойкая сталь для насосно-компрессорных и обсадных труб: патент РФ № 2371508; заяв. № 2008122659/02 от 04.06.2008; опубл. 27.10.2009.
19. Выбойщик М.А., Иоффе А.В. Разработка стали, стойкой к углекислотной коррозии в нефтедобываемых средах // *Перспективные материалы.* Т. VI. Тольятти: ТГУ, 2017. С. 115–160.
20. Tetyueva T.V., Ioffe A.V., Vyboishchik M.A., Knyaz'kin S.A., Trifonova E.A., Zyryanov A.O. Effect of inoculation, microalloying and heat treatment on corrosion resistance and mechanical properties of steel 15Kh5M // *Metal Science and Heat Treatment.* 2013. Vol. 54. № 9-10. P. 504–511.
21. Efron L.N. *Metallovedenie v "bolshoy" metallurgii. Trubnye stali* [Metal science in "big" metallurgy. Pipe steels]. Moscow, Metallurgizdat Publ., 2012. 696 p.
22. Shtremel M.A. *Inzhener v laboratorii* [Engineer in the laboratory]. Moscow, Metallurgiya Publ., 1983. 128 p.
23. Gorelik S.S., Dobatkin S.V., Kaputkina L.M. *Rekristallizatsiya metallov i spлавov* [Recrystallization of metals and alloys]. Moscow, MISIS Publ., 2005. 432 p.
24. Stepanov A.A., Lamukhin A.M., Ioffe A.V. *Nizkolegированная сталь* [Low alloy steel]. Patent RF no. 2283362, 2004. (In Russian).
25. Ioffe A.V., Nemtinov A.A., Denisova T.V. *Stal'* [Steel]. Patent RF no. 2361958, 2007. (In Russian).
26. Ioffe A.V., Tetyueva T.V., Denisova T.V. *Korroziynostoykaya stal' dlya nasosno-kompressornykh i obsadnykh trub* [Corrosion-resistant steel for tubing and casing pipes]. Patent RF no. 2371508, 2008. (In Russian).
27. Vyboishchik M.A., Ioffe A.V. The development of steel resistant to carbon dioxide corrosion in oil-producing fluids. *Perspektivnye materialy.* Togliatti, TGU Publ., 2017. Vol. VI, pp. 115–160.
28. Tetyueva T.V., Ioffe A.V., Vyboishchik M.A., Knyaz'kin S.A., Trifonova E.A., Zyryanov A.O. Effect of inoculation, microalloying and heat treatment on corrosion resistance and mechanical properties of steel 15Kh5M. *Metal Science and Heat Treatment,* 2013, vol. 54, no. 9-10, pp. 504–511.
29. Markin A.N., Nizamov R.E. *CO₂-korroziya neftepromyslovogo oborudovaniya* [CO₂-corrosion of oilfield equipment]. Moscow, VNIIOENG Publ., 2003. 188 p.
30. Sun J., Sun C., Wang Y. Effect of Cr content on the electrochemical behavior of low-chromium X65 steel in CO₂ environment. *International Journal of Electrochemical Science,* 2016, vol. 11, no. 10, pp. 8599–8611.
31. Ko M., Ingham B., Laycock N., Williams D.E. In situ synchrotron X-ray diffraction study of the effect of chromium additions to the steel and solution on CO₂ corrosion of pipeline steels. *Corrosion Science,* 2014, vol. 80, pp. 237–246.
32. Sun J., Sun C., Lin X., Cheng X. Effect of chromium on corrosion behavior of P₁₁₀ steels in CO₂-H₂S environment with high pressure and high temperature. *Materials,* 2016, vol. 9, no. 3, p. 200.
33. Li D.-P., Zhang L., Yandg J.-W., Lu M.-X., Ding J.-H., Liu M.-L. Effect of H₂S concentration on the corrosion behavior of pipeline steel under the coexistence of H₂S and CO₂. *International Journal of Minerals, Metallurgy and Materials,* 2014, vol. 21, no. 4, pp. 388–394.
34. Choi Y.S., Nestic S., Ling S. Effect of H₂S on the CO₂ corrosion of carbon steel in acidic solution. *Electrochimica Acta,* 2011, vol. 56, no. 4, pp. 1752–1760.

REFERENCES

1. Zavyalov V.V. *Problemy ekspluatatsionnoy nadezhnosti truboprovodov na pozdney stadia razrabotki mestorozhdeniy* [The problems of functional reliability of pipelines at the late stage of oil fields development]. Moscow, VNIIO-ENG Publ., 2005. 322 p.
2. Knyazkin S.A. *Vybor sostava i struktury stali dlya izgotovleniya nasosno-kompressornykh trub s povyshennymi ekspluatatsionnymi kharakteristikami.* Diss. kand. tekhn. nauk. [The selection of composition and structure of steel for production of oil-well pipes with the improved functional characteristics]. Penza, 2013. 165 p.
3. Ioffe A.V., Tetyueva T.V., Knyaz'kin S.A., Zyryanov A.O., Vyboishchik M.A. Corrosion-mechanical fracture of tubing from carbon and alloy steels operating in environments containing hydrogen sulfide. *Metal science and heat treatment,* 2013, vol. 54, no. 9-10, pp. 492–497.
4. Nagumo M. *Fundamentals of hydrogen embrittlement.* Singapore, SpringerNature, 2016. 241 p.
5. Lynch S.P. Hydrogen embrittlement phenomena and mechanisms. *Corrosion Reviews,* 2012, vol. 30, no. 3-4, pp. 105–123.
6. Robertson I.M., Sofronis P., Nagao A., Martin M.L., Wang S., Gross D.W., Nygren K.E. Hydrogen embrittlement understood. *Metallurgical and Materials*

**SCIENTIFIC BASIS OF DEVELOPMENT AND THE METHODOLOGY
OF CREATION OF STEELS FOR THE PRODUCTION OF OILFIELD CASING AND TUBULAR GOODS
WITH THE INCREASED STRENGTH AND CORROSION RESISTANCE**

© 2018

M.A. Vyboishchik, Doctor of Science (Physics and Mathematics), Professor,
professor of Chair “Nanotechnologies, Materials Science and Mechanics”
Togliatti State University, Togliatti (Russia)

A.V. Ioffe, PhD (Engineering), Head of Department of Materials Science
LLC “IT-Service”, Togliatti (Russia)

Keywords: oil-field environment; oil-and-gas pipeline tubes; oil-well tubing; base steel; corrosion resistance; strength; plasticity; crack resistance; hydrogen cracking; carbon dioxide corrosion; structural condition; heat treatment; thermomechanical treatment.

Abstract: The authors carried out the survey of the crashworthiness of the oil-field and transportation equipment and noted the significant (by times, and sometimes dozens of times) exceeding of the allowable reliability index of the pipeline systems according to the values of the specific failure rate (item/km/year). It is shown that the main reason for pipe degradation and fracture is the internal corrosion which, depending on the composition of produced fluids, is manifested by one predominant type or the combination of several types of stress-corrosion fracture: hydrogen cracking, sulfide stress corrosion cracking, carbon dioxide, sulfide, and bacterial corrosion. Based on the generalization and systematization of the results of numerous research and applied works on the development and utilization of new pipe steels with the increased strength and corrosion resistance, the main scientific ideas of the formation of steel corrosion resistance in the highly aggressive oil-field fluids are proposed. The authors developed the methodology and offered the sequence of measures (algorithm) to solve set problems on the development of steels for production of oil pipes with higher mechanical properties and the resistance to stress-corrosion fracture. A list of necessary research, tests, and requirements to the product quality is defined. The authors proved the rationality of used approaches, methods, and decisions on the alloying, microalloying, modifying, and selection of the structural condition of the developed steels and on the technology of pipe production. The paper presents the examples of the development of new steels with the increased strength and corrosion resistance and, consequently, for the efficient solution of issues of the improvement of the performance characteristics of oil-and-gas pipeline and oil-well tubes.

К ВОПРОСАМ О ТЕХНОЛОГИЧЕСКОЙ ПОДГОТОВКЕ И ОБРАБОТКЕ ЗАГОТОВОК НЕЖЕСТКИХ ДЕТАЛЕЙ МАШИН

© 2019

Е.С. Киселев, доктор технических наук, профессор

М.В. Назаров, аспирант

Н.В. Мезин, магистрант

Ульяновский государственный технический университет, Ульяновск (Россия)

Ключевые слова: обработка нежестких заготовок; режимы резания; титановые сплавы ВТ6, ВТ22, α -Ti, β -Ti; технологические остаточные напряжения; ультразвуковые колебания; фазовый состав.

Аннотация: Рассмотрены проблемы технологической подготовки обработки заготовок нежестких деталей (НД) машин. Предложена методика назначения режимов фрезерования с учетом условий жесткости, реализуемая через определение возможных сочетаний элементов режима резания. Определены факторы, оказывающие наибольшее влияние на упругие отжиги элементов заготовки в процессе обработки. Разработана и апробирована экспериментальная установка с тонкой стенкой высотой, равной 15 и более ее толщине, позволяющая осуществлять обработку типовых заготовок с введением в зону резания энергии ультразвукового поля. Проведены экспериментальные исследования по обработке титанового сплава ВТ6 с последующей оценкой уровня технологических остаточных напряжений (ТОН) поверхностного слоя (ПС) обработанной поверхности и изменений фазового состава (ФС). Осуществлена оценка влияния элементов режима резания на ТОН и ФС при введении энергии ультразвукового поля в зону формирования ПС поверхностей нежестких деталей. Приведены регрессионные зависимости для расчета составляющих силы резания, уровня ТОН в зависимости от элементов режима резания.

Установлено, что при разработке управляющих программ современных станков с ЧПУ имеется возможность осуществления автоматизированного назначения режима фрезерования элементов заготовок нежестких деталей машин с учетом условий их жесткости. Адекватность методики доказана при сравнении с результатами САЕ-анализа.

Увеличение минутной подачи при фрезеровании заготовок из титанового сплава ВТ6 приводит к улучшению его эксплуатационных свойств (жаропрочности) за счет увеличения содержания β -титана, еще большему росту способствует введение в зону резания УЗК.

ВВЕДЕНИЕ

Существующая тенденция к снижению материалоёмкости выпускаемых изделий, возрастающие потребности промышленности в упругих элементах различных устройств обусловили одновременно непрерывный рост объема производства нежестких деталей высокой точности (в том числе корпусных). Помимо нежестких деталей, которые деформируются после изготовления до такой степени, что в свободном состоянии могут выходить за пределы допусков размеров и (или) формы и расположения, и относятся к нежестким деталям по ГОСТ 30937-2003, в конструкциях современных изделий машиностроения достаточно часто используются детали, не попадающие под определение данного ГОСТа, но состоящие из большого количества сложно сочетаемых «нежестких элементов», обработка которых по отдельности вызывает существенные затруднения, а в сочетании с подобными по жесткости элементами – делает себестоимость их изготовления в соответствии с требованиями чертежа весьма затратной и трудоемкой [1; 2]. Основными материалами, из которых изготавливаются подобные детали, являются алюминиевые и титановые сплавы, имеющие особенности обработки. Алюминиевые сплавы фрезеруются при больших скоростях резания, сопровождаемых высокими температурами, что приводит к пластификации металла (в виду низкой температуры плавления), к большим температурным напряжениям и короблению из-за малого предела текучести. Благодаря высокой теплопроводности осуществляется прогрев больших объемов материала заготовки, приводящий к значительному облегчению процесса релаксации остаточных напряжений, что в конечном

итоге ведет к деформации и короблению готовых деталей после завершения технологического цикла их изготовления. Титановые сплавы, напротив, обладают низкой теплопроводностью и трудно обрабатываются, вследствие чего большое количество теплоты, образующейся в зоне формообразования, концентрируется в тонких поверхностных слоях обрабатываемой заготовки. Все это приводит к фазовым превращениям и появлению значительных технологических остаточных напряжений в поверхностном слое, что в дальнейшем оказывает негативное влияние на эксплуатационные свойства деталей [6–8]. При этом наиболее трудоемким процессом является не сама механическая обработка, а технологическая подготовка производства, особенно проектирование управляющих программ для обрабатывающих центров и станков с ЧПУ [9; 10]. Данный процесс частично автоматизирован, но существующие решения не могут быть применены к обработке как заготовок нежестких деталей машин, так и заготовок деталей с нежесткими элементами [11].

Цель работы – оценка возможности автоматизации процесса технологической подготовки производства нежестких деталей машин для дальнейшего прогнозирования состояния поверхностного слоя после обработки и отбор эффективных средств снижения эксплуатационных характеристик и уменьшения причин коробления нежестких деталей машин в процессе изготовления.

МЕТОДИКА ПРОВЕДЕНИЯ ИССЛЕДОВАНИЙ

Автоматизировать процесс проектирования программ обработки подобных заготовок можно путем рационального использования опыта групп пользователей

(программистов цеха, предприятия, отрасли), ранее осуществлявших решение подобных задач. Опыт может быть представлен в виде наборов входных и выходных параметров, формирующих пополняемую структурированную базу данных и пригодную для оперативного поиска. Входными параметрами являются данные из математической модели детали, информация о материале заготовки и металлорежущем оборудовании. К выходным относятся технологические подходы и элементы режима резания, при котором осуществляется обработка выбранных элементов.

Алгоритм формирования набора входных данных

Формирование базы данных осуществляется автоматически посредством фонового сканирования готовых технологий и извлечения из нее наборов параметров. Пример набора параметров представлен в таблице 1.

В процессе формирования базы данных возникает несколько трудностей: существуют наборы с неадекватными выходными параметрами (нулевые значения режима резания) и наборы с отсутствующей информацией о материале обрабатываемой заготовки и данных о режиме резания. Для минимизации количества отсеиваемых наборов предлагается прогнозирование укрупненных групп обрабатываемости материала заготовки через введение условного коэффициента *k*, попадание которого в один из интервалов говорит о принадлежности наборов к той или иной группе обрабатываемости материала заготовки: 300 < *k* < 800 (стали), 4700 < *k* < 14000 (алюминиевые сплавы), 880 < *k* < 1500 (сплавы титана) [2]:

$$k = \frac{Vc}{Fz}$$

Процесс проектирования программы обработки заготовки НД начинается с загрузки модели детали в САМ-систему и назначения материала заготовки. Далее выбирается обрабатываемый элемент. После выбора формируется набор параметров запроса: материал заготовки, тип обрабатываемого элемента, длина контура выбранного элемента, глубина/высота элемента. Согласно полученным данным осуществляется поиск подходящего решения в базе данных.

Алгоритм поиска рационального режима резания

После получения подобранного набора входных выходных параметров осуществляется проверка условий жесткости. В автоматическом режиме определяется максимальное отклонение стенки *C* под действием радиальной составляющей силы резания *P_y* (рис. 1) [12; 13].

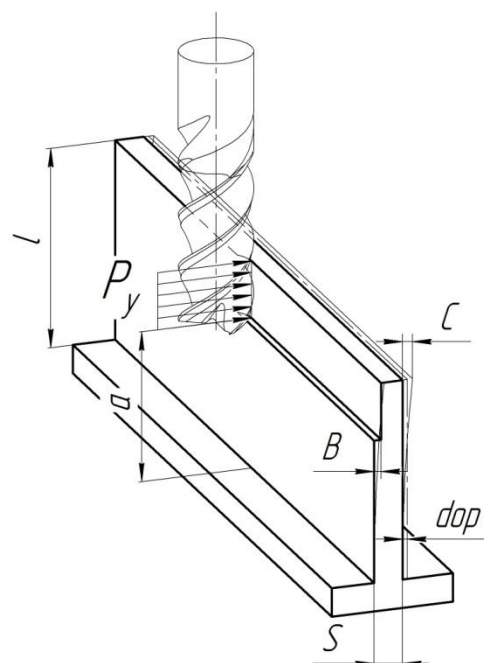


Рис. 1. Схема нагружения стенки силой P_y для определения максимального отклонения C

$$C = -\frac{P_y l^4}{24EI} \left(3 - 4 \frac{a^3}{l^3} + \frac{a^4}{l^4} \right);$$

$$P_y = 0,3 \times P_z = 0,3 \times \frac{10 \times C_P \times t^{ZP} \times S_Z^{np} \times B^{up}}{D^{qp} \times n^{wp}} \times K_P;$$

$$K_P = \left(\frac{HB}{190} \right)^{np},$$

- где P_y – радиальная составляющая силы резания, Н;
- l – высота стенки, мм;
- E – модуль упругости, МПа;
- I – момент инерции сечения стенки, кг/м²;
- a – расстояние от основания стенки до участка, на который действует P_y , мм;
- b – ширина участка приложения силы P_y , равная глубине фрезерования, мм;
- P_z – тангенциальная составляющая силы резания, Н;
- T – глубина фрезерования, мм;
- S_z – подача на зуб, мм/об;
- B – ширина фрезерования, мм;
- D – диаметр фрезы, мм;
- N – частота вращения фрезы, об/мин;

Таблица 1. Пример набора входных данных для расчета

N	Mat	Type	Vc	Fz	Ins	St	Pr	...	Prip
1	D16	Rough	320	0,03	2	1	64	...	0,3
...

* Mat – материал обрабатываемой заготовки; Type – тип обработки (предварительная или окончательная); Vc – скорость резания, м/мин; Fz – подача на зуб, мм/зуб; Ins – тип врезания (осевое в материал, по спирали, с воздуха); St – глубина резания, мм; Pr – процент перекрытия траектории, %; Prip – припуск на окончательную обработку, мм.

C_p – коэффициент, справочные данные;
 z_p, y_p, i_p, q_p, w_p – показатели степени, справочные данные [14; 15].

Условие принятия или непринятия набора представлено в виде:

$$C_{max} = 0,8 \times \frac{dop}{2},$$

где dop – максимально допустимое отклонение линейного размера обрабатываемого элемента, мм;
 0,8 – коэффициент, обеспечивающий запас 20 %.

Если расчетное значение отклонения стенки выходит за пределы допустимого, осуществляется пересчет режима резания.

Варируется глубина фрезерования T , ширина фрезерования B , а также подача на зуб S_z . Данные параметры изменяются в пределах, рекомендованных производителем режущих инструментов (РИ). Шаг варьирования для S_z – 0,002 мм/зуб, для T и B – 0,1 мм. Для каждого шага рассчитывается отжатие стенки C и сравнивается с допустимым C_{max} .

Следующим шагом в процессе принятия решения является определение эффективности рассчитанного режима резания. Для всех наборов параметров T, B, S_z рассчитывается величина съема материала в минуту $Q, \text{см}^3/\text{мин}$:

$$Q = \frac{T \times B \times S_z \times n \times N_z}{1000},$$

где N_z – число зубьев фрезы.

Рациональный набор элементов режима резания выбирается исходя из условия $C \leq C_{max}$ и наибольшего значения Q .

В таблице 2 представлен пример рассчитанных наборов элементов режима резания.

После нахождения набора параметров, адекватных для рассматриваемого случая механической обработки (рис. 2), осуществляется генерация траекторий перемещения режущего инструмента, а затем демонстрация их пользователю для подтверждения и вывод данных на постпроцессор для дальнейшей передачи информации на станок с ЧПУ.

Найденному набору параметров присваиваются значения условий (геометрические параметры элемента, материал заготовки, величина снимаемого припуска), при которых его можно использовать без дополнительного расчета условий жесткости. Приведенный алгоритм сбора и использования наборов параметров позволяет минимизировать возможность появления брака на деталях, связанного с отклонением расположения и формы стенок, а также с шероховатостью и волнисто-

стью, значение которых превышает значения, требуемые чертежом детали.

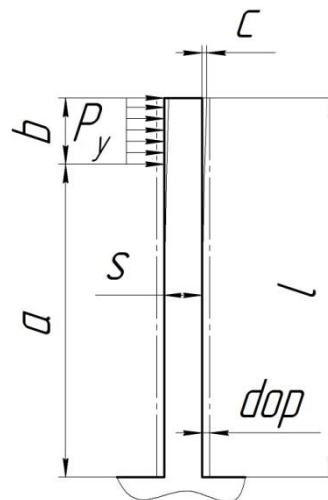


Рис. 2. Схема нагружения, при котором набор параметров принимается в работу

Метод снижения теплосиловой напряженности в зоне резания

Как следует из вышеприведенного, наибольшее влияние на максимальное отклонение стенки C оказывает составляющая силы резания P_y . Перспективным решением проблем уменьшения теплосиловой напряженности процесса обработки нежестких заготовок из титановых сплавов, от которой зависит величина P_y , видится применение комбинированных технологий, реализуемых путем управляемого дополнительного воздействия на инструмент и/или технологическую среду концентрированных потоков дополнительной энергии, в том числе механических колебаний ультразвуковой (УЗ) частоты [16–19].

Проверку эффективности введения энергии УЗ-поля в зону формообразования нежестких тонкостенных заготовок на силы резания и фазовые превращения, являющиеся основной причиной возникновения технологических остаточных напряжений в современных конструкционных материалах для изготовления нежестких тонкостенных деталей, осуществляли при фрезеровании модельных заготовок (рис. 2) из титановых сплавов ВТ6 и ВТ22. Технологические остаточные напряжения измеряли с использованием рентгеновского измерительного комплекса «Рикор-4», фазовые изменения – «Рикор-7», составляющие силы резания – универсальным динамометром УДМ-100.

Таблица 2. Пример таблицы найденных решений с выделением оптимального

№	$B, \text{мм}$	$T, \text{мм}$	$S_z, \text{мм/зуб}$	$C, \text{мм}$	$Q, \text{см}^3/\text{мин}$
1	1,0	10,0	0,030	0,0486	2,70
2	0,5	12,5	0,030	0,0320	1,69
3	0,5	10,0	0,046	0,0319	2,07
4	1,0	5,50	0,060	0,0311	2,97

*при $C_{max} = 0,032 \text{ мм}$

Сплавы ВТ6 и ВТ22 имеют кристаллическую решетку смешанного класса по структуре $\alpha+\beta$.

Для обработки заготовок использовали в качестве РИ концевую фрезу *SGS65M* (диаметр режущей части $d_f=8$ мм; количество зубьев $z=3$; материал – специальный мелкозернистый твердый сплав; покрытие *Ti-NA MITE-A* (алюмонитрид титана)). Устройство для наложения УЗ-колебаний на заготовку при фрезеровании представляет собой специальное станочное приспособление (рис. 3).

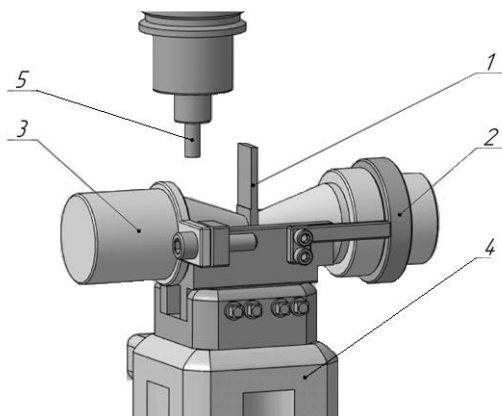


Рис. 3. Приспособление для закрепления заготовки:
1 – заготовка образца; 2 – УЗ-излучатель;
3 – отражатель; 4 – динамометр УДМ-100; 5 – фреза

Заготовка 1 устанавливается на кронштейн и поджимается отражателем 3 к волноводу УЗ-излучателя 2 винтами. Электрический сигнал определенной амплитуды и частоты вырабатывается с помощью УЗ-генератора, преобразуется в механические ультразвуковые колебания с помощью УЗ-излучателя 2 и накладывается на заготовку 1. Измерение составляющих силы резания осуществляется динамометром 4, сигнал от которого проходит через усилитель 6, поступает на аналогово-цифровой преобразователь и затем регистрируется на ЭВМ. Особенность данной схемы наложения ультразвуковых колебаний (рис. 3) заключается в том, что заготовка, установленная между излучателем и отражателем, является звеном колебательной системы. При этом размеры излучателя и отражателя рас-

считаны так, чтобы на заготовке возникал максимум амплитуды стоячей волны.

В качестве СОЖ использовали 8%-ный водный раствор полусинтетического концентрата фирмы *Cimcool*. Расчет числа параллельных опытов в серии производили, используя «Методику выбора и оптимизации контролируемых параметров технологических процессов» (РДМУ 109-77). По результатам расчета принимали число параллельных опытов $n_0=3$.

В процессе исследований силы резания технологические остаточные напряжения и фазовый состав в поверхностном слое нежестких деталей оценивали при обработке заготовок на режимах: $V=21-41$ м/мин, $S=55-74$ мм/мин, $t=0,5-1$ мм. Элементы режима резания выбраны исходя из рекомендованных для авиационной промышленности [20] (см. таблицу 3).

РЕЗУЛЬТАТЫ ЭКСПЕРИМЕНТОВ И ИХ ОБСУЖДЕНИЕ

На основании полученных результатов обнаружены регрессионные зависимости для расчета остаточных напряжений при обработке заготовок из титанового сплава ВТ6. Удельный вес влияния каждого элемента режима резания оценивали путем сравнения коэффициентов уравнения регрессии, полученного путем построения кодированной матрицы планирования эксперимента 2^3 , где x_1 – скорость резания V , м/мин; x_2 – подача S , мм/мин; x_3 – глубина резания t , мм. Уравнение регрессии имеет вид

$$y = b_0 + b_1x_1 + \dots + b_kx_k,$$

где b_0 – коэффициент, соответствующий опыту с поддержанием всех варьируемых факторов на средних уровнях.

Коэффициенты b_j определяли по формуле

$$b_j = \sum_{i=1}^N \frac{x_j y_i}{N},$$

где N – количество экспериментов; x_j – j -й столбец эксперимента; y_i – i -й результат эксперимента.

Расчет регрессионной зависимости производится с использованием программы Microsoft Excel 2007 на ЭВМ.

Таблица 3. Элементы режима резания и состав опытов при исследовании эффективности обработки заготовок из титановых сплавов*

	Скорость резания V , м/мин	Скорость подачи S , мм/мин	Глубина резания t , мм
1	21/21	74/74	0,5/0,5
2	42/21-	74/74	0,5/1,0
3	42/21-	55/55	0,5/0,5
4	21/21	55/55	0,5/1,0
5	21/-	74/-	1/-
6	42/-	74/-	1/-
7	42/-	55/-	1/-
8	21/-	55/-	1/-

* В числителе приведены значения элементов режима резания для сплава ВТ-6, в знаменателе – для сплава ВТ-22.

Уравнения регрессий в натуральной форме:

для силы P_z : $y = 127,75 - 30,00V + 19,00S + 29,08t - 7,17Vt$;

для силы P_y : $y = 78,04 - 16,54V + 11,54S + 16,63t - 5,46Vt$;

для силы P_x : $y = 35,79 - 8,29V + 5,71S + 8,63t$.

Все элементы режима резания (V , S и t) оказывают влияние на составляющие силы фрезерования.

С увеличением скорости резания V все составляющие силы уменьшаются. При подаче $S=74$ мм/мин и глубине резания $t=0,5$ мм изменение V от 21 до 42 м/мин приводит к снижению сил P_x , P_y и P_z на 35, 29 и 35 % соответственно. При $S=74$ мм/мин и $t=1$ мм аналогичное увеличение V приводит к уменьшению составляющих силы резания P_x , P_y и P_z на 32, 35 и 33 %. С увеличением подачи S и глубины резания t силы резания увеличиваются. В частности, при $V=42$ м/мин и глубине резания $t=0,5$ мм увеличение S от 55 до 74 мм/мин приводит к увеличению сил P_x , P_y и P_z на 58, 40 и 58 %. При той же скорости и глубине резания $t=1$ мм силы P_x , P_y и P_z увеличились на 48, 43 и 43 %. При изменении глубины резания t от 0,5 до 1 мм ($V=42$ м/мин, $S=74$ мм/мин) силы резания выросли на 62, 46, 51 %. При $V=42$ м/мин и $S=55$ мм/мин силы увеличились на 73, 42 и 67 %. Таким образом, при принятом диапазоне варьирования элементами режима резания наибольшее влияние на силовую напряженность процесса оказывает глубина резания t , минимальное – скорость резания V .

При наложении на заготовку УЗ-колебаний влияние элементов режима резания на силы фрезерования не изменилось, однако силы уменьшились на 14...20 %. Причиной снижения сил при наложении УЗ-колебаний является главным образом уменьшение сил трения в зоне контакта зубьев фрезы со стружкой и заготовкой.

Уравнения регрессий имеют вид:

для силы P_z : $y = 108,75 - 25,00V + 16,25S + 25,00t - 6,25Vt$;

для силы P_y : $y = 29,00 - 5,75V + 3,25S + 5,75t$;

для силы P_x : $y = 65,25 - 13,5V + 10,25S + 14,00t - 4,75Vt$.

Количество образовавшейся фазы α -Ti определяется температурой и продолжительностью нагрева в зоне резания. Температура, в свою очередь, зависит от мощности источника тепловыделения, которая определяется как произведение главной составляющей силы фрезерования P_z на скорость резания V .

На технологические остаточные напряжения оказывают влияние 2 фактора: температура и $\beta \rightarrow \alpha$ превращения титана (β -титан имеет кубическую объемно центрированную решетку, α -титан – гексагональную плотно упакованную кристаллическую решетку). Из-за особенности кристаллической решетки α -титан имеет больше плоскостей скольжения и двойкования, чем β -титан. В кристаллической решетке α -титана помимо атомов титана расположены элементы внедрения (кислорода и азота). Сопrotивление деформации α -титана при комнатной температуре возрастает с повышением концентрации примесей, особенно кислорода. Отсюда следует, что плоскости скольжения и двойкования будут блокированы атомами включений, а для сдвига или двойкования решетки с включениями (α -Ti) необходимо прилагать большие усилия в направлении сдвига и двойкования. При значительной деформации монокристалла титана, содержащего 0,1 % азота и кислоро-

да, наблюдается повышение предела текучести σ_m . Образование двойников приводит к укорочению кристалла в одном направлении и удлинению в другом, вследствие чего образование двойников и смещений в некоторых плоскостях в зависимости от направления нагрузки может протекать едва заметно или не проявляться. При превышении определенной концентрации деформация становится невозможной. Титановые сплавы с достаточно высоким содержанием β -стабилизирующего элемента содержат β -фазу, которая при комнатной температуре имеет характер деформации объемно центрированной кристаллической решетки β -кристаллов на основе титана, так же как и у железа с объемно центрированной кристаллической решеткой. При одинаковой внешней нагрузке способность к деформации кристаллов с кубической решеткой (β -Ti) выше, чем с гексагональной (α -Ti).

Практически при всех комбинациях элементов режима зафиксированы сжимающие остаточные напряжения, что свидетельствует о доминировании силового фактора над тепловым в процессе обработки.

Растягивающие напряжения получены при скорости резания 42 м/мин: при $t=0,5$ мм и $S=74$ мм/мин $\sigma_m=56$ МПа; при $t=1$ мм и $S=55$ мм/мин $\sigma_m=141,7$ МПа. При этих режимах зафиксированы относительно небольшие силы резания.

Регрессионная зависимость для расчета ТОН:

$$y = -66,08 - 49,58S - 26,42t - 32,83VS - 13,17Vt - 71,75St - 94,83VS$$

Наложение УЗ колебаний на заготовку приводит к увеличению величины сжимающих напряжений.

При глубине резания $t=0,5$ мм среднее значение остаточных напряжений при фрезеровании без УЗ-колебаний составило -40 МПа; при фрезеровании с УЗ-колебаниями - 198 МПа. При $t=1$ мм наложение УЗ-колебаний привело к изменению сжимающих напряжений от -92 до -223 МПа.

Регрессионная зависимость для расчета ТОН при наложении УЗ-колебаний:

$$y = -210,08 - 29,17S - 12,50t - 3,42VS + 31,75Vt + 9,75St - 40,5VSt$$

Для выявления основных причин возникновения остаточных напряжений в процессе исследований оценивали соотношение фаз α -Ti и β -Ti. Изменение соотношения этих фаз свидетельствует о фазовых превращениях в поверхностном слое, возникающих в процессе обработки, а также может объяснять причины формирования знака технологических остаточных напряжений. Фаза β -Ti является упрочняющей. Увеличение β -Ti фазы указывает на изменение объемно-центрируемой кубической кристаллической решетки (ОЦК), что ведет к увеличению прочностных свойств в поверхностном слое. Фаза α -Ti имеет гексагональную плотноупакованную кристаллическую решетку (ГПУ), наличие этой фазы может привести к разупрочнению в поверхностном слое. Оценка соотношения этих фаз позволяет определить, какие явления происходят в поверхностном

слое обрабатываемых заготовок – упрочнение или же разупрочнение.

Соотношение фазы α -Ti к фазе β -Ti определяется по формуле

$$k = \frac{I_{\alpha-Ti_1} + I_{\alpha-Ti_2}}{I_{\beta-Ti_1} + I_{\beta-Ti_2}},$$

где $I_{\alpha-Ti_1}$, $I_{\beta-Ti_1}$ – интенсивность пиков α - и β -фаз при угле наклона рентгеновской трубки $19,7^\circ$;
 $I_{\alpha-Ti_2}$, $I_{\beta-Ti_2}$ – интенсивность пиков α - и β -фаз при угле наклона рентгеновской трубки $27,3^\circ$.

При $V=42$ м/мин, $S=74$ мм/мин с увеличением глубины резания t от 0,5 до 1 мм содержание β -титана понижается с 50,3 до 37,0 %. При таких же режимах, но с наложением УЗ-колебаний количество β -титана уменьшается с 41,7 до 39,4 %. При скорости $V=42$ м/мин, $S=55$ мм/мин увеличение глубины t от 0,5 до 1 мм приводит к снижению содержания β -титана с 36,6 до 32,3 %. С наложением УЗ-колебаний количество β -титана также уменьшается с 45,6 до 28,3 % (рис. 4).

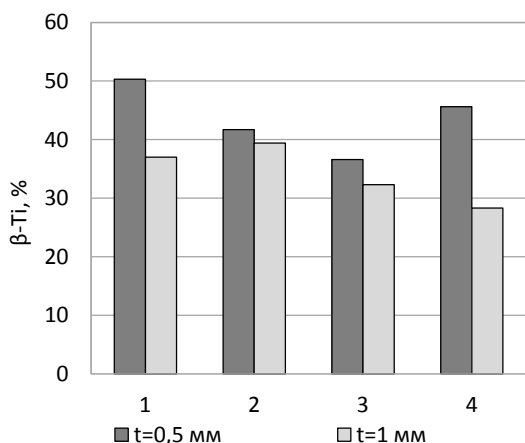


Рис. 4. Диаграмма изменений соотношения фаз при обработке заготовок из ВТ6 на режимах:

- 1 – $V=42$ м/мин, $S=74$ мм/мин без наложения УЗ-колебаний;
- 2 – $V=42$ м/мин, $S=74$ мм/мин с наложением УЗ-колебаний;
- 3 – $V=42$ м/мин, $S=55$ мм/мин без наложения УЗ-колебаний;
- 4 – $V=42$ м/мин, $S=55$ мм/мин с наложением УЗ колебаний

При увеличении глубины t от 0,5 до 1 мм, $V=21$ м/мин, $S=74$ мм/мин содержание β -титана снижается с 33,9 до 27,4 %. При аналогичных режимах, но с наложением УЗ-колебаний количество β -титана понижается с 53,6 до 39,4 %. При скорости $V=21$ м/мин, $S=55$ мм/мин увеличение глубины t от 0,5 до 1 мм приводит к снижению содержания β -титана с 36,6 до 36,5 %. При тех же режимах, но с наложением УЗ-колебаний количество β -титана уменьшается с 45,6 до 30,6 %. Из вышеприведенных данных следует, что при уменьшении глубины фрезерования количество β -титана увеличивается, а наложение УЗ-колебаний значительно повышает содержание β -титана в заготовке (рис. 5).

При $V=42$ м/мин, $t=0,5$ мм и увеличении подачи S от 55 до 74 мм содержание β -титана увеличивается с 36,6 до 50,3 %. С наложением УЗ-колебаний количество β -титана уменьшается с 45,6 до 41,7 %.

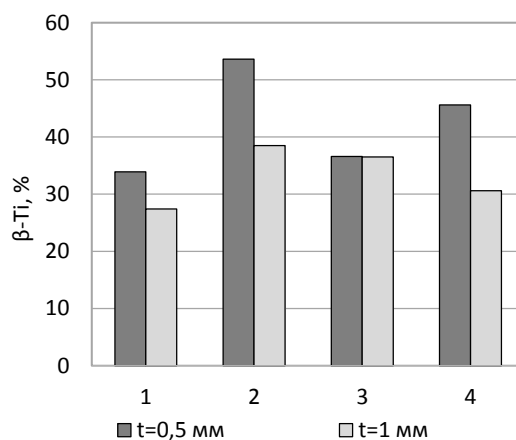


Рис. 5. Диаграмма изменений соотношения фаз при обработке заготовок из ВТ6 на режимах:

- 1 – $V=21$ м/мин, $S=74$ мм/мин без наложения УЗ-колебаний;
- 2 – $V=21$ м/мин, $S=74$ мм/мин с наложением УЗ-колебаний;
- 3 – $V=21$ м/мин, $S=55$ мм/мин без наложения УЗ-колебаний;
- 4 – $V=21$ м/мин, $S=55$ мм/мин с УЗ-колебаниями

При скорости $V=42$ м/мин, $t=1$ мм и увеличении подачи S от 55 до 74 мм/мин содержание β -титана увеличивается с 32,3 до 37,0 %. С наложением УЗ-колебаний и фрезеровании на таких же режимах количество β -титана тоже увеличивается с 28,4 до 39,2 % (рис. 6).

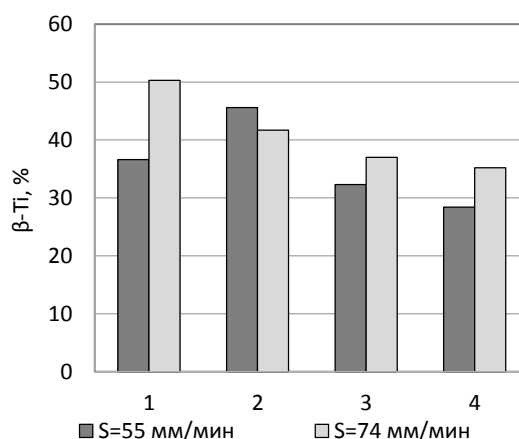


Рис. 6. Диаграмма изменений соотношения фаз при обработке заготовок из ВТ6 на режимах:

- 1 – $V=42$ м/мин, $t=0,5$ мм без наложения УЗ-колебаний;
- 2 – $V=42$ м/мин, $t=0,5$ мм с наложением УЗ-колебаний;
- 3 – $V=42$ м/мин, $t=1$ мм без наложения УЗ-колебаний;
- 4 – $V=42$ м/мин, $t=1$ мм/мин с УЗ-колебаниями

Фрезерование с $V=21$ м/мин, $t=0,5$ мм при изменении подачи S от 55 до 74 мм/мин приводит к повышению содержания β -титана с 33,2 до 33,9 %. На тех же режимах, но с наложением УЗ-колебаний зафиксировано увеличение количества β -титана с 32,3 до 53,6 %. При скорости $V=21$ м/мин, $t=1$ мм с увеличением подачи S от 55 до 74 мм/мин содержание β -титана уменьшается с 36,5 до 27,4 %. При аналогичных режимах с наложением УЗ-колебаний количество β -титана также увеличивается с 30,6 до 38,5 %.

Таким образом, при одинаковых V и t количество β -титана увеличивается с увеличением подачи S . Наложение УЗ-колебаний, независимо от подачи, способствует увеличению содержания β -титана (рис. 7).

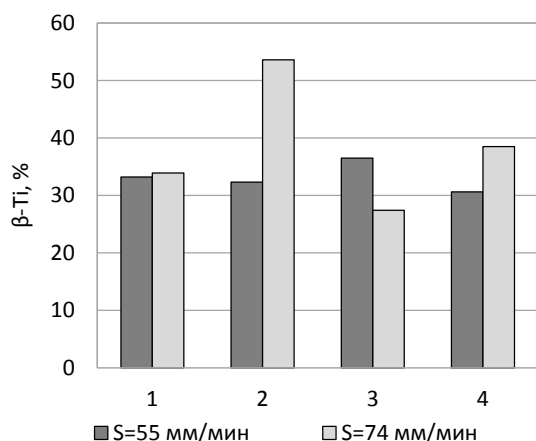


Рис. 7. Диаграмма изменений соотношения фаз при обработке заготовок из ВТ6:

- 1 – $V=21$ м/мин, $t=0,5$ мм без УЗ-колебаний;
- 2 – $V=21$ м/мин, $t=0,5$ мм с УЗ-колебаниями;
- 3 – $V=21$ м/мин, $t=1$ мм без УЗ-колебаний;
- 4 – $V=21$ м/мин, $t=1$ мм с УЗ-колебаниями

Влияние скорости резания V на фазовый состав неоднозначно. При подаче $S=74$ мм/мин и глубине $t=0,5$ мм и изменении скорости резания V от 21 до 42 м/мин содержание β -титана увеличивается с 33,9 до 50,3 %. С наложением УЗ-колебаний и повышением скорости резания содержание β -титана уменьшается с 53,6 до 41,7 %. При подаче $S=55$ мм/мин и глубине $t=0,5$ мм увеличение скорости резания V от 21 до 42 м/мин приводит к увеличению содержания β -титана с 33,2 до 36,6 %. С наложением УЗ-колебаний и повышением скорости резания содержание β -титана увеличивается с 32,2 до 45,6 % (рис. 8). При подаче $S=74$ мм/мин и глубине $t=1$ мм с повышением скорости резания V от 21 до 42 м/мин содержание β -титана увеличивается с 27,4 до 37,0 %. С наложением УЗ-колебаний с повышением V содержание β -титана увеличивается незначительно (с 38,5 до 39,4 %). При подаче $S=55$ мм/мин и глубине $t=1$ мм и изменением скорости резания V с 21 до 42 м/мин содержание β -титана уменьшается с 36,5 до 32,3 %. С наложением УЗ-колебаний и повышением скорости резания содержание β -титана уменьшается с 30,6 до 28,2 %.

Большее влияние на содержание α -Ti оказывают изменение подачи S и глубины t . С увеличением этих элементов режима резания содержание β -Ti увеличивается в среднем на 10 %. Скорость резания в исследуемых пределах влияет в меньшей степени. Наложение УЗ-колебаний на заготовку, как и в ранее рассмотренных случаях, приводит к увеличению содержания β -Ti в среднем на 7,5 %.

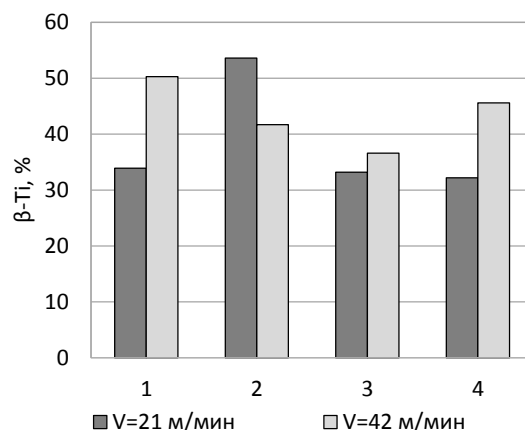


Рис. 8. Диаграмма изменений соотношения фаз при обработке заготовок из ВТ6:

- 1 – $S=55$ мм/мин, $t=0,5$ мм без УЗ-колебаний;
- 2 – $S=55$ мм/мин, $t=0,5$ мм с УЗ-колебаниями;
- 3 – $S=74$ мм/мин, $t=1$ мм без УЗ-колебаний;
- 4 – $S=74$ мм/мин, $t=1$ мм/мин с УЗ-колебаниями

ВЫВОДЫ

Автоматизированное назначение режима фрезерования элементов заготовок нежестких деталей машин с учетом условий жесткости может быть реализовано на практике при эксплуатации современных обрабатывающих центров и станков с ЧПУ. Адекватность методики доказана при сравнении с результатами САЕ-анализа.

Увеличение минутной подачи при фрезеровании заготовок из титанового сплава ВТ6 может привести к улучшению его эксплуатационных свойств (прочности и жаропрочности) за счет увеличения содержания β -титана и сжимающих ТОН. Еще большему росту способствует введение в зону резания УЗ-колебаний.

Исследования выполнены при использовании финансовых средств гранта РФФИ 18-47-730005.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Федосьев В.И. Сопротивление материалов. М.: МГТУ им. Н.Э. Баумана, 1999. 513 с.
2. Киселев Е.С., Имандинов Ш.А., Назаров М.В. Особенности обеспечения качества нежестких алюминиевых заготовок при фрезеровании с наложением ультразвуковых колебаний // Известия Волгоградского государственного технического университета. 2017. № 12. С. 14–17.
3. Киселев Е.С. Интенсификация процессов механической обработки использованием энергии ультразвукового поля. Ульяновск: УлГТУ, 2003. 186 с.

4. Bertsche E., Ehmann K., Malukhin K. An analytical model of rotary ultrasonic milling // *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*. 2012. Vol. 65. P. 12–17.
5. Zhang Y., Zhao B., Wang Y., Zhao B. The stability analysis of separated feed ultrasonic milling // *Journal of Vibroengineering*. 2017. Vol. 19. № 2. P. 1062–1073.
6. Ratchev S., Govender E., Nikov S., Phuah K., Tsiklos G. Force and deflection modelling in milling of low-rigidity complex parts // *Journal of Materials Processing Technology*. 2003. Vol. 143-144. № 1. P. 796–801.
7. Nazarov M.V., Kiselev E.S., Popovich A.V. Using of machine parts abstract elements in nc-programs developing for the CNC machines // *MATEC Web of Conferences*. 2018. Vol. 224. P. 1–4.
8. Вайнберг Д.В., Вайнберг Е.В. Расчёт пластин. Киев: Будівельник, 1970. 360 с.
9. Грановский Г.И. Резание металлов. М.: Высшая Школа, 1985. 303 с.
10. Барановский Ю.В. Режимы резания металлов. 3-е изд., перераб. и доп. М.: Машиностроение, 1972. 258 с.
11. Ezugwu E.O., Bonney J., Yamane Y. An overview of the machinability of aeroengine alloys // *Journal of Materials Processing Technology*. 2003. Vol. 134. № 2. P. 233–253.
12. Campa F.J., de Lacalle L.N.L. Urbikain G., Ruiz D. Definition of Cutting Conditions for Thin-to-Thin Milling of Aerospace Low Rigidity Parts // *MSEC 2008: proceedings of the ASME International Manufacturing Science and Engineering Conference*. 2008. Vol. 1. P. 359–368.
13. Цвиккер У. Титан и его сплавы. М.: Metallurgia, 1979. 431 с.
14. Qi H.J., Tian Y.L., Zhang D.W. Machining forces prediction for peripheral milling of low-rigidity component with curved geometry // *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*. 2012. Vol. 64. № 9-12. P. 1599–1610.
15. Svinin V.M., Savilov A.V. Application of variable teeth pitch face mill as chatter suppression method for non-rigid technological system // *IOP Conference Series: Materials Science and Engineering*. 2018. Vol. 327. № 4. P. 1–7.
16. Antonialli A.I.S., Diniz A.E., Pederiva R. Vibration analysis of cutting force in titanium alloy milling // *International Journal of Machine Tools and Manufacture*. 2010. Vol. 50. № 1. P. 65–74.
17. Antonialli A.I.S., Diniz A.E. Tool life and cutting forces on semi-finish milling of titanium alloy // *International Journal of Mechatronics and Manufacturing Systems*. 2010. Vol. 3. № 5-6. P. 329–344.
18. Cox A., Herbert S., Villain-Chastre J., Turner S., Jackson M. The effect of machining and induced surface deformation on the fatigue performance of a high strength metastable β titanium alloy // *International Journal of Fatigue*. 2019. Vol. 124. P. 26–33.
19. Назаров М.В., Попович Е.С., Киселёв Е.С. Автоматизированный выбор технологии изготовления деталей летательных аппаратов // *Известия Тульского государственного университета. Технические науки*. 2017. № 8-1. С. 147–153.
20. Moaz H.Ali, Khidhir B.A., Mohamed B., Balasubramanian R., Oshkour A.A. Machining of Titanium Alloys: a review // *Proceedings of The Institution of Mechanical Engineers Part B-Journal of Engineering Manufacture*. 2011. Vol. 1. P. 97–103.

REFERENCES

1. Fedosev V.I. *Soprotivlenie materialov* [Strength of materials]. Moscow, MGTU im. N.E. Bauman Publ., 1999. 513 p.
2. Kiselev E.S., Imandinov Sh.A., Nazarov M.V. Quality assurance features non-rigid aluminum blanks when milling with ultrasonic vibrations. *Izvestiya Volgogradskogo gosudarstvennogo tekhnicheskogo universiteta*, 2017, no. 12, pp. 14–17.
3. Kiselev E.S. *Intensifikatsiya protsessov mekhanicheskoy obrabotki ispolzovaniem energii ultrazvukovogo polya* [Intensification of the processes of mechanical treatment using the ultrasonic field energy]. Ulyanovsk, UIGTU Publ., 2003. 186 p.
4. Bertsche E., Ehmann K., Malukhin K. An analytical model of rotary ultrasonic milling. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 2012, vol. 65, pp. 12–17.
5. Zhang Y., Zhao B., Wang Y., Zhao B. The stability analysis of separated feed ultrasonic milling. *Journal of Vibroengineering*, 2017, vol. 19, no. 2, pp. 1062–1073.
6. Ratchev S., Govender E., Nikov S., Phuah K., Tsiklos G. Force and deflection modelling in milling of low-rigidity complex parts. *Journal of Materials Processing Technology*, 2003, vol. 143-144, no. 1, pp. 796–801.
7. Nazarov M.V., Kiselev E.S., Popovich A.V. Using of machine parts abstract elements in nc-programs developing for the CNC machines. *MATEC Web of Conferences*, 2018, vol. 224, pp. 1–4.
8. Vaynberg D.V., Vaynberg E.V. *Raschet plastin* [Calculation of plates]. Kiev, Budivelnik Publ., 1970. 360 p.
9. Granovskiy G.I. *Rezanie metallov* [Metal cutting]. Moscow, Vysshaya Shkola Publ., 1985. 303 p.
10. Baranovskiy Yu.V. *Rezhimy rezaniya metallov* [Metal cutting conditions]. 3rd ed., pererab. i dop. Moscow, Mashinostroenie Publ., 1972. 258 p.
11. Ezugwu E.O., Bonney J., Yamane Y. An overview of the machinability of aeroengine alloys. *Journal of Materials Processing Technology*, 2003, vol. 134, no. 2, pp. 233–253.
12. Campa F.J., de Lacalle L.N.L. Urbikain G., Ruiz D. Definition of Cutting Conditions for Thin-to-Thin Milling of Aerospace Low Rigidity Parts. *MSEC 2008: proceedings of the ASME International Manufacturing Science and Engineering Conference*, 2008, vol. 1, pp. 359–368.
13. Tsvikker U. *Titan i ego splavy* [Titanium and its alloys]. Moscow, Metallurgiya Publ., 1979. 431 p.
14. Qi H.J., Tian Y.L., Zhang D.W. Machining forces prediction for peripheral milling of low-rigidity component with curved geometry. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 2012, vol. 64, no. 9-12, pp. 1599–1610.
15. Svinin V.M., Savilov A.V. Application of variable teeth pitch face mill as chatter suppression method for non-rigid technological system. *IOP Conference Series: Materials Science and Engineering*, 2018, vol. 327, no. 4, pp. 1–7.

16. Antonialli A.I.S., Diniz A.E., Pederiva R. Vibration analysis of cutting force in titanium alloy milling. *International Journal of Machine Tools and Manufacturing*, 2010, vol. 50, no. 1, pp. 65–74.
17. Antonialli A.I.S., Diniz A.E. Tool life and cutting forces on semi-finish milling of titanium alloy. *International Journal of Mechatronics and Manufacturing Systems*, 2010, vol. 3, no. 5-6, pp. 329–344.
18. Cox A., Herbert S., Villain-Chastre J., Turner S., Jackson M. The effect of machining and induced surface deformation on the fatigue performance of a high strength metastable β titanium alloy. *International Journal of Fatigue*, 2019, vol. 124, pp. 26–33.
19. Nazarov M.V., Popovich E.S., Kiselev E.S. Automated choice of manufacturing techniques of aircraft details. *Izvestiya Tul'skogo gosudarstvennogo universiteta. Tekhnicheskie nauki*, 2017, no. 8-1, pp. 147–153.
20. Moaz H.Ali, Khidhir B.A., Mohamed B., Balasubramanian R., Oshkour A.A.. Machining of Titanium Alloys: a review. *Proceedings of The Institution of Mechanical Engineers Part B Journal of Engineering Manufacture*, 2011, vol. 1, pp. 97–103.

TO THE ISSUES OF TECHNOLOGICAL PREPARATION AND PROCESSING OF NON-RIGID WORKPIECES MACHINE PARTS

© 2019

E.S. Kiselev, Doctor of Sciences (Engineering), Professor
M.V. Nazarov, postgraduate student
N.V. Mezin, graduate student
Ulyanovsk State Technical University, Ulyanovsk (Russia)

Keywords: non-rigid blank parts processing; cutting modes; VT6, VT22, α -Ti, β -Ti titanium alloys; technological residual stresses; ultrasonic vibrations; phase composition.

Abstract: The authors considered the problems of technological preparation of processing of blank parts of the machine non-rigid elements (FE) and proposed the methodology for specifying the mill modes with regard to the conditions of rigidity implemented through the definition of possible combinations of the cutting mode elements. The factors having the greatest impact on the elastic pressing of the workpiece elements during processing are determined. The authors developed and tested the experimental plant with the thin wall with the height equal to 15 and more of its thicknesses that allows processing the standard blank parts using the ultrasonic field energy in the cutting zone.

The experiments on the processing of VT6 titanium alloy with the subsequent assessment of the level of technological residual stresses (TRS) of a surface layer (PS) of the treated surface, as well as the changes in phase composition (PC) were carried out. The authors assessed the influence of the cutting mode elements on the technological residual stresses and phase composition when applying the ultrasonic field energy to the zone of formation of a surface layer of the non-rigid components surfaces and introduced the regression dependences for calculation of the cutting force components and the TRS level depending on the cutting mode elements.

The study determined that when developing NC codes of the advanced CNC machines, it is possible to implement the automated specifying of the mill conditions for the blank parts of the machine non-rigid elements considering the conditions of their toughness. The authors proved the efficacy of the technique comparing it with the results of CAE-analysis.

The increase of feed per minute when milling VT6 titanium alloy blank parts causes the improvement of its performance characteristics (heat resistance) by means of the increase of β -titanium content; the applying of ultrasonic vibrations to the cutting zone causes the greater growth.

**КИНЕТИКА И МЕХАНИЗМ УСТАЛОСТНОГО РАЗРУШЕНИЯ
ОБРАЗЦОВ ИЗ СТАЛЕЙ 40X И 38X2H2MA**

© 2019

Г.В. Клевцов, доктор технических наук, профессор,
исполняющий обязанности заведующего кафедрой «Нанотехнологии, материаловедение и механика»

Д.Л. Мерсон, доктор физико-математических наук,
директор Научно-исследовательского института прогрессивных технологий

Н.А. Клевцова, доктор технических наук, доцент,
профессор кафедры «Нанотехнологии, материаловедение и механика»

Е.Д. Мерсон, кандидат физико-математических наук,
старший научный сотрудник Научно-исследовательского института прогрессивных технологий

М.Л. Линдеров, кандидат физико-математических наук,
старший научный сотрудник Научно-исследовательского института прогрессивных технологий

С.В. Засыпкин, студент

А.В. Бондаренко, студент

Тольяттинский государственный университет, Тольятти (Россия)

Ключевые слова: сталь 40X; сталь 38X2H2MA; усталостное разрушение; излом; кинетика и механизм разрушения.

Аннотация: Известно, что большинство аварийных разрушений конструкций или деталей машин связаны либо с усталостным разрушением, либо с хрупким разрушением, вызванным наличием усталостной трещины. Поэтому для снижения вероятности зарождения и развития усталостной трещины часто используют дорогостоящие средне- и высоколегированные стали. В настоящей работе представлен сравнительный анализ параметров усталостного разрушения образцов из низколегированной стали 40X и среднелегированной стали 38X2H2MA.

Усталостные испытания призматических образцов размером 10×15×80 мм из стали 40X с U- и V-образными концентраторами напряжения и образцов из стали 38X2H2MA с U-образным концентратором напряжения проводили при температуре 20 °С по схеме трехточечного изгиба на установке Instron 8802 при $\nu=10$ Гц, $R=0,1$ и различных значениях ΔP . Стали испытывали после закалки в масле и последующего нагрева до 300 °С. Микрорельеф изломов исследовали в растровом электронном микроскопе SIGMA фирмы "ZEISS".

Установлено, что форма концентратора напряжения в образцах оказывает существенное влияние на время до зарождения усталостной трещины. Прямолinéйные участки кинетических диаграмм усталостного разрушения сталей 40X и 38X2H2MA практически полностью совпадают между собой, хотя коэффициент n в уравнении Пэри-са для стали 38X2H2MA несколько выше, чем для стали 40X. Микрофрактографические исследования показали, что распространение усталостной трещины в стали 38X2H2MA связано с более вязким механизмом разрушения, чем в стали 40X. Таким образом, установлено, что низколегированная сталь 40X по своим усталостным характеристикам не уступает среднелегированной стали 38X2H2MA.

ВВЕДЕНИЕ

Практика диагностики разрушения показывает [1; 2], что большинство аварийных разрушений конструкций или деталей машин связаны либо с усталостным разрушением, либо с разрушением, когда первоначально зарождается усталостная трещина, которая приводит к дальнейшему хрупкому разрушению объекта. Для снижения вероятности зарождения и развития усталостной трещины часто используют средне- и высоколегированные стали, что не всегда оправдано с экономической точки зрения [3; 4]. Поэтому представляет интерес сравнить усталостные характеристики средне- и высоколегированных сталей с характеристиками низколегированной стали.

Известно, что общая долговечность образцов, деталей или элементов конструкций (N), работающих в условиях циклического нагружения, включает в себя время до зарождения усталостной трещины (N_3) и время на ее распространение ($N_{распр}$):

$$N=N_3+N_{распр}.$$

Стадия зарождения усталостной трещины, в зависимости от различных факторов, может составлять от

10 до 90 % [5–7] общей долговечности образцов или деталей. Если в деталях или конструкциях по тем или иным причинам уже имеются трещины или другие трещиноподобные дефекты, то живучесть материала конструкции будет определять скорость распространения усталостной трещины. Процесс разрушения при циклическом нагружении отличен от процесса развития трещины при однократных видах нагружения. По мере роста усталостной трещины коэффициенты интенсивности напряжения у вершины трещины (ΔK и K_{max}) [8–10] непрерывно возрастают. Это приводит к увеличению скорости распространения трещины [2; 9; 10], что отражается на стадийности процесса разрушения, обусловленной реализацией у вершины усталостной трещины при ее распространении различного напряженно-го состояния материала и, соответственно, различных механизмов роста [2; 11; 12]. Химический состав и структура металлических материалов оказывают существенное влияние на кинетику и механизм усталостного разрушения на различном масштабном уровне [12–14].

Цель исследования – сравнительный анализ параметров усталостного разрушения образцов из низколегированной стали 40X и среднелегированной стали 38X2H2MA.

МАТЕРИАЛЫ И МЕТОДИКИ ИССЛЕДОВАНИЯ

Низколегированную сталь 40X и среднелегированную сталь 38X2H2MA (таблица 1) исследовали после закалки в масле и последующего нагрева до 300 °С. Для исследования структуры стали использовали металлографический микроскоп *Axiovert 40 MAT*. Испытания стальной на твердость проводили на твердомере ТН 300. Статическое растяжение круглых образцов диаметром 5 мм проводили на универсальной испытательной машине Н50КТ. Скорость растяжения составляла 6 мм/мин. Усталостные испытания призматических образцов размером 10×15×80 мм с *U*-образным ($R=3$ мм) и *V*-образным ($R=0,2$ мм) концентратором напряжения проводили при температуре 20 °С по схеме трехточечного изгиба на установке *Instron 8802* при $\nu=10$ Гц, $R=0,1$ и различных значениях ΔP , согласно методическим рекомендациям [15]. Микрофрактографические исследования изломов проводили в растворе электронном микроскопе (РЭМ) *SIGMA* фирмы «ZEISS».

ПОЛУЧЕННЫЕ РЕЗУЛЬТАТЫ И ИХ ОБСУЖДЕНИЕ

После термической обработки сталь 40X имеет структуру сорбит; сталь 38X2H2MA – игольчатый троостит (рис. 1 а, 1 б). При этом сталь 40X обладает более высокой твердостью и прочностными свойствами при

растяжении, однако более низкой пластичностью по сравнению со сталью 38X2H2MA (таблица 2).

Результаты усталостных испытаний показали, что количество циклов до зарождения усталостной трещины (N_3) во всех образцах возрастает с увеличением общей долговечности образцов (N) (рис. 2 а). Причем, как видно из рис. 2 а, количество циклов N_3 для стали 40X сильно зависит от формы концентратора напряжения в образцах. В процентном отношении значение N_3 (рис. 2 б) для образцов из стали 40X с *V*-образным концентратором составляет 18–21 % от общей долговечности образцов, а с *U*-образным концентратором напряжения – примерно 70 %. Для образцов из стали 38X2H2MA с *U*-образным концентратором напряжения N_3 составляет примерно 80 % от общей долговечности образцов (рис. 2 б).

Известно, что на стадии распространения усталостной трещины скорость ее роста контролируется коэффициентами интенсивности напряжения в устье трещины ΔK и K_{max} и описывается кинетической диаграммой усталостного разрушения [16–18]. Из рис. 3 видно, что прямолинейные участки кинетических диаграмм усталостного разрушения сталей 40X и 38X2H2MA практически полностью совпадают между собой, хотя при высоких значениях ΔK скорость распространения усталостной трещины в стали 38X2H2MA несколько выше, чем в стали 40X. Анализ уравнений Пэриса [16], описывающих прямолинейный участок кинетических диаграмм усталостного разрушения, показывает (таблица 3), что

Таблица 1. Химический состав исследуемых сталей

Сталь	Массовая доля элементов, %										
	C	Si	Mn	P	S	Cr	Ni	Mo	Co	Cu	V
40X	0,370	0,31	0,66	0,019	0,026	0,87	0,22	0,019	0,015	0,26	0,005
38X2H2MA	0,316	0,25	0,61	0,013	0,0043	1,98	1,90	0,39	0,022	0,098	0,016

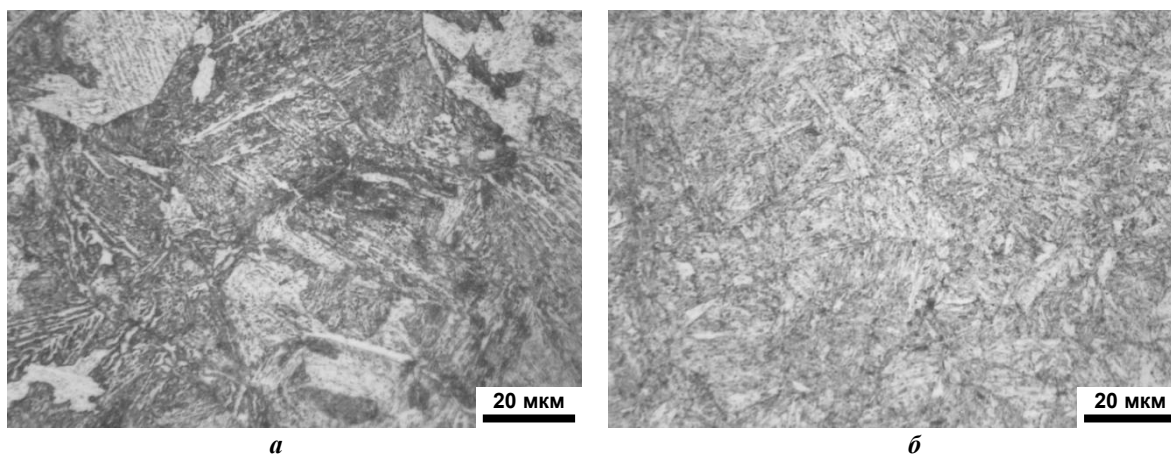


Рис. 1. Микроструктура сталей 40X (а) и 38X2H2MA (б) после термической обработки. Увеличение: $\times 1000$

Таблица 2. Механические свойства исследуемых сталей

Сталь	HRC	σ_B , МПа	$\sigma_{0,2}$, МПа	δ , %
40X	42	1481	1398	7
38X2H2MA	34	1367	1257	13

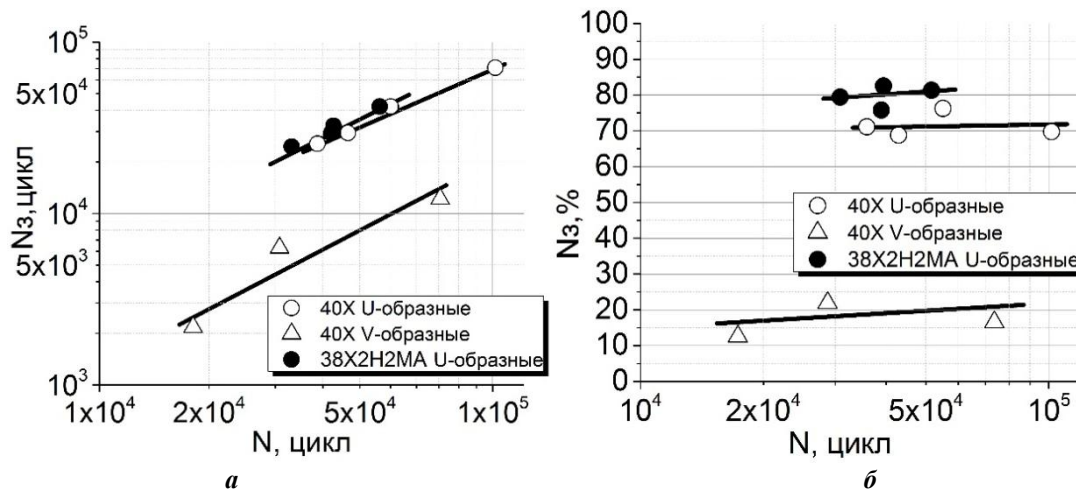


Рис. 2. Зависимость количества циклов до зарождения усталостной трещины (N_z) от общего количества циклов до разрушения образцов (N) в стали 40X (светлые точки) и 38X2H2MA (темные точки). Образцы с U-образным концентратором (круглые точки); образцы с V-образным концентратором (треугольные точки)

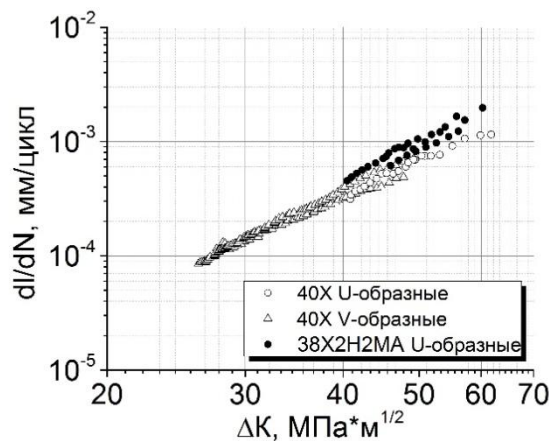


Рис. 3. Прямолинейный участок кинетических диаграмм усталостного разрушения

Таблица 3. Уравнение Пэриса для образцов из исследуемых сталей с различным концентратором напряжения

Сталь	Концентратор напряжения	Уравнение Пэриса
40X	U-образный	$dl/dN=10^{-9} \Delta K^{3,1}$
	V-образный	$dl/dN=2,0 \cdot 10^{-9} \Delta K^{3,2}$
38X2H2MA	U-образный	$dl/dN=2,6 \cdot 10^{-10} \Delta K^{3,5}$

коэффициент n в уравнении Пэриса для стали 38X2H2MA равен 3,5, а для стали 40X – 3,1–3,2. Последнее свидетельствует о большей чувствительности стали 38X2H2MA к циклическим перегрузкам.

Таким образом, можно заключить, что форма концентратора напряжения в образцах оказывает существенное влияние на время до зарождения усталостной трещины. После образования усталостной трещины кинетика ее распространения не зависит от формы кон-

центратора напряжения. Прямолинейный участок кинетических диаграмм усталостного разрушения сталей 40X и 38X2H2MA практически полностью совпадает между собой, хотя коэффициент n в уравнении Пэриса для стали 38X2H2MA несколько выше, чем для стали 40X.

Рассмотрим фрактографические особенности строения усталостных изломов образцов исследуемых сталей.

На поверхности всех усталостных изломов можно выделить сравнительно гладкую зону усталостного

развития трещины l_f и зону долома [2; 19, 20] (рис. 4 а–в). Вблизи очага разрушения видны ступени сдвига, параллельные направлению роста трещины и свидетельствующие о многоочаговом характере зарождения усталостной трещины. Зона долома в образцах из стали 40Х кристаллическая, губы среза практически отсутствуют (рис. 4 а, 4 б). В образцах из стали 38Х2Н2МА зона долома мелковолоконнистая, имеют место большие размеры губ среза (рис. 4 в).

Из рис. 5 видно, что для образцов из стали 40Х длина зоны усталостного развития трещины (l_f) на поверхности изломов практически не зависит от формы концентратора напряжения и возрастает с увеличением количества циклов нагружения, затраченных на распространение усталостной трещины ($N_{распр}$). Из рис. 5 также следует, что при одном и том же значении $N_{распр}$ длина усталостной зоны l_f на поверхности образцов из стали 38Х2Н2МА примерно в 1,3–1,4 раза больше, чем на поверхности образцов из стали 40Х, что может свидетельствовать о большей циклической трещиностойкости стали 38Х2Н2МА. Возможно, что в данном случае сказалась также форма зоны l_f на поверхности изломов стали 38Х2Н2МА, более вытянутая в центральной части излома (рис. 4).

Микрорельеф изломов образцов из стали 40Х не зависит от формы концентратора напряжения, однако несколько отличается от микрорельефа изломов образцов из стали 38Х2Н2МА (рис. 6). Вблизи очага разрушения микрорельеф изломов схожий (рис. 6 а, б г): неявно выраженные вязкие бороздки чередуются с вторичными трещинами. По мере увеличения длины усталостной зоны l_f различие в механизме усталостного разрушения сталей возрастает. Вблизи зоны долома в стали 40Х, помимо вязких бороздок, можно наблюдать фасетки хрупкого разрушения (рис. 6 б), а в самой зоне долома – хрупкие фасетки скола и небольшие участки ямочного микрорельефа (рис. 6 в). В изломе стали 38Х2Н2МА вблизи зоны долома доминирует ямочный микрорельеф (рис. 6 д). Статическое разрушение стали 38Х2Н2МА в зоне долома произошло вязко с образованием ямочного микрорельефа (рис. 6 е).

Таким образом, макро- и микрофрактографические исследования показали, что распространение усталостной трещины в стали 38Х2Н2МА связано с более вязким механизмом разрушения, чем в стали 40Х.

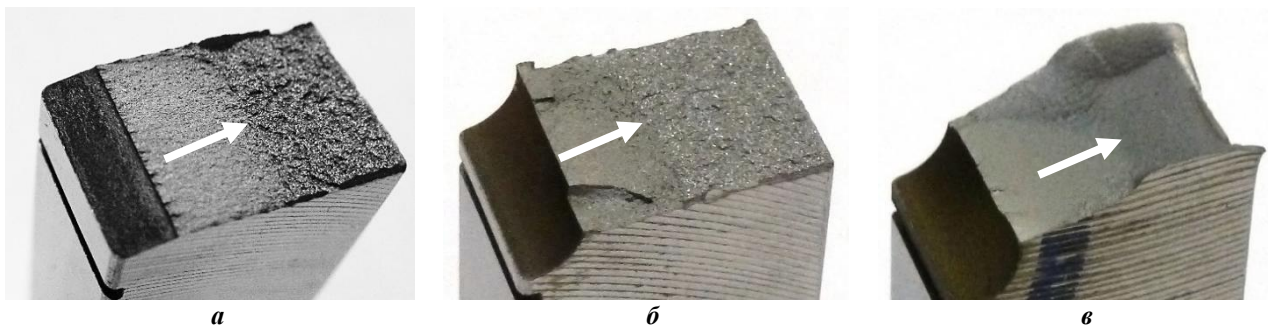


Рис. 4. Характерный вид усталостных изломов образцов из стали 40Х с V-образным (а) и U-образным (б) концентратором напряжения и образцов из стали 38Х2Н2МА с U-образным концентратором напряжения (в). Стрелкой показана длина зоны l_f

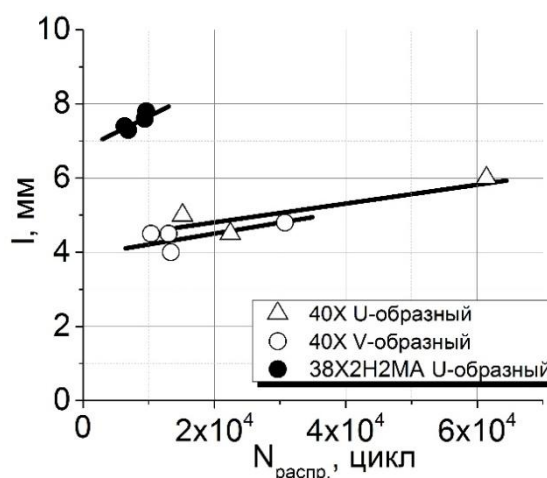


Рис. 5. Зависимость длины усталостной зоны l_f на поверхности изломов от количества циклов нагружения $N_{распр}$, затраченных на распространение усталостной трещины в стали 40Х (светлые точки) и 38Х2Н2МА (темные точки). Образцы с U-образным концентратором (круглые точки) и с V-образным концентратором (треугольные точки)

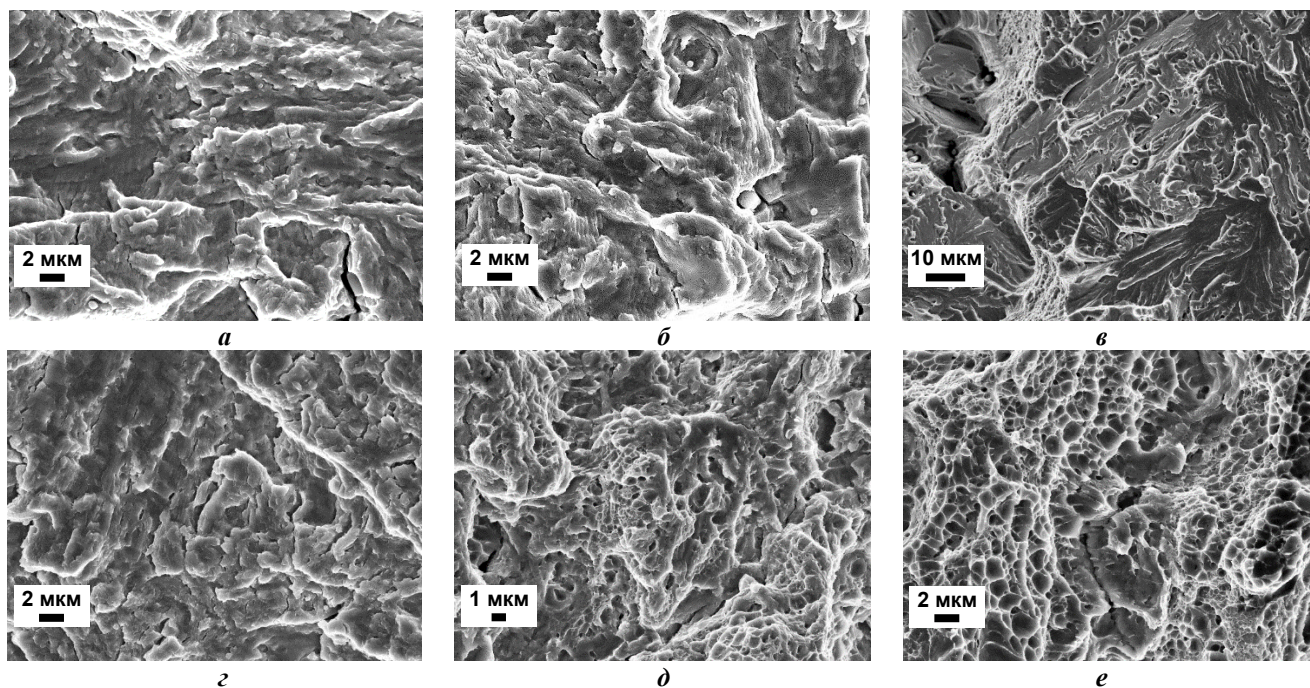


Рис. 6. Микрорельеф усталостных изломов стали 40Х (а–в) и 38Х2Н2МА (г–е) вблизи очага разрушения (а, г), вблизи зоны долома (б, д) и в зоне долома (в, е). а, б, г–е – $\times 3000$; в – $\times 1000$

ОСНОВНЫЕ РЕЗУЛЬТАТЫ И ВЫВОДЫ

Сталь 40Х обладает более высокой твердостью и прочностными свойствами при растяжении, однако более низкой пластичностью по сравнению со сталью 38Х2Н2МА. На примере стали 40Х показано, что форма концентратора напряжения в образцах оказывает существенное влияние на время до зарождения усталостной трещины. После образования усталостной трещины кинетика ее распространения не зависит от формы концентратора напряжения. Прямолинейные участки кинетических диаграмм усталостного разрушения сталей 40Х и 38Х2Н2МА практически полностью совпадают между собой, хотя коэффициент n в уравнении Пэриса для стали 38Х2Н2МА несколько выше, чем для стали 40Х. Последнее свидетельствует о большей чувствительности стали 38Х2Н2МА к циклическим перегрузкам. С другой стороны, макро- и микрофрактографические исследования показали, что распространение усталостной трещины в стали 38Х2Н2МА связано с более вязким механизмом разрушения, чем в стали 40Х. В целом низколегированная сталь 40Х по своим усталостным характеристикам не уступает среднелегированной стали 38Х2Н2МА.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

- McEvily A.J. Metal Failures: Mechanisms, Analysis, Prevention. Hoboken: John Wiley & Sons, 2002. 324 p.
- Клевцов Г.В., Ботвина Л.Р., Клевцова Н.А., Лимарь Л.В. Фрактодиагностика разрушения металлических материалов и конструкций. М.: МИСиС, 2007. 264 с.
- Штремель М.А. Разрушение. В 2-х кн. Кн. 2. Разрушение структур. М.: МИСиС, 2015. 976 с.
- Научные основы повышения малоциклового усталости / под ред. Н.А. Махутова. М.: Наука, 2006. 624 с.
- Школьник Л.М. Скорость роста трещин и живучесть металла. М.: Metallurgy, 1973. 215 с.
- Терентьев В.Ф. Усталость металлов. М.: Наука, 2015. 312 с.
- Пахмурский В.И., Левицкий М.О., Микитишин С.И. Долговечность до зарождения усталостной трещины и скорость ее роста в сталях 08кп и У8 // Физико-химическая механика материалов. 1975. Т. II. № 4. С. 41–44.
- Черепанов Г.П. Механика разрушения. Ижевск: ИКИ, 2012. 872 с.
- Коцаньда С. Усталостное растрескивание металлов. М.: Metallurgy, 1990. 622 с.
- Lin W. Nano Mechanics and Materials. Theory: Multiscale Methods and Applications. Hoboken: John Wiley & Sons, 2006. 368 p.
- Ильющенко А.Ф., Маркова Л.В., Чекан В.А., Фомихина И.В., Коледа В.В. Атлас производственных разрушений различных конструкций. Минск: Белорусская наука, 2017. 313 с.
- Estrin Y., Vinogradov A. Fatigue behaviour of light alloys with ultrafine grain structure produced by severe plastic deformation: An overview // International Journal of Fatigue. 2010. Vol. 32. № 6. P. 898–907.
- Клевцов Г.В., Бобрук Е.В., Семенова И.П., Клевцова Н.А., Валиев Р.З. Прочность и механизмы разрушения объемных наноструктурированных металлических материалов. Уфа: РИК УГАТУ, 2016. 240 с.
- Штремель М.А. Разрушение. В 2-х кн. Кн. 1. Разрушение материалов. М.: МИСиС, 2014. 670 с.
- РД 50-345-82. Методические указания. Расчеты и испытания на прочность. Методы механических испытаний металлов. Определение характеристик трещиностойкости (вязкости разрушений) при циклическом нагружении. М.: Издательство стандартов, 1983. 96 с.

16. Paris P.A., Erdogan F.A. Critical analysis of crack propagation laws // *Trans ASME*. 1963. № 4. P. 582–594.
17. Ярема С.Я. Исследования роста усталостных трещин и кинетические диаграммы усталостного разрушения // *Физико-химическая механика материалов*. 1977. Т. 13. № 4. С. 3–19.
18. Клевцов Г.В., Валиев Р.З., Клевцова Н.А. Прочность и механизм разрушение наноструктурированных легких сплавов при циклическом нагружении // *Вестник Тамбовского университета*. Серия: Естественные и технические науки. 2015. Т. 20. № 1. С. 85–91.
19. Ботвина Л.Р. Разрушение: кинетика, механизмы, общие закономерности. М.: Наука, 2008. 334 с.
20. Клевцов Г.В., Валиев Р.З., Исламгалиев Р.К., Клевцова Н.А., Хафизова Э.Д., Мерсон Е.Д., Пигалева И.Н. Кинетика и механизм усталостного разрушения алюминиевого сплава АК4-1 в субмикросталлическом состоянии // *Деформация и разрушение материалов*. 2014. № 1. С. 22–26.
10. Lin W. *Nano Mechanics and Materials. Theory: Multiscale Methods and Applications*. Hoboken, John Wiley & Sons Publ., 2006. 368 p.
11. Pyushchenko A.F., Markova L.V., Chekan V.A., Fomikhina I.V., Koleda V.V. *Atlas proizvodstvennykh razrusheniy razlichnykh konstruktсий* [Atlas of industrial destructions of various structures]. Minsk, Belaruskaya navuka Publ., 2017. 313 p.
12. Estrin Y., Vinogradov A. Fatigue behaviour of light alloys with ultrafine grain structure produced by severe plastic deformation: An overview. *International Journal of Fatigue*, 2010, vol. 32, no. 6, pp. 898–907.
13. Klevtsov G.V., Bobruk E.V., Semenova I.P., Klevtsova N.A., Valiev R.Z. *Prochnost i mekhanizmy razrusheniya obemnykh nanostrukturirovannykh metallicheskiykh materialov* [Durability and fracture mechanisms of three-dimensional nanostructured metallic materials]. Ufa, RIK UGATU Publ., 2016. 240 p.
14. Shtremel M.A. *Razrushenie. V 2-kh kn. Kn. 1. Razrushenie materialov* [Fracture. The destruction of materials]. Moscow, MISiS Publ., 2014. Kn. 1, 670 p.
15. RD 50-345-82. *Metodicheskie ukazaniya. Raschety i ispytaniya na prochnost. Metody mekhanicheskikh ispytaniy metallov. Opredelenie kharakteristik treshchinostoykosti (vyazkosti razrusheniy) pri tsiklicheskoy nagruzhennii* [RD 50-345-82: Methodical Instructions. Calculations and Strength Tests. Methods of Mechanical Testing of Metals. The Definition of Characteristics of Crack Resistance (Fracture Toughness) under Cyclic Loading]. Moscow, Izdatelstvo standartov Publ., 1983. 96 p.
16. Paris P.A., Erdogan F.A. Critical analysis of crack propagation laws. *Trans ASME*, 1963, no. 4, pp. 582–594.
17. Yarema S.Ya. The study of the fatigue crack growth and kinetic diagrams of the fatigue fracture. *Fiziko-khimicheskaya mekhanika materialov*, 1977, vol. 13, no. 4, pp. 3–19.
18. Klevtsov G.V., Valiev R.Z., Klevtsova N.A. Strength and fracture mechanism of nanostructured light materials under cyclic loading. *Vestnik Tambovskogo universiteta. Seriya: Estestvennye i tekhnicheskie nauki*, 2015, vol. 20, no. 1, pp. 85–91.
19. Botvina L.R. *Razrushenie: kinetika, mekhanizmy, obshchie zakonomernosti* [Destruction: kinetics, mechanisms, and general regularities]. Moscow, Nauka Publ., 2008. 334 p.
20. Klevtsov G.V., Valiev R.Z., Islamgaliev R.K., Klevtsova N.A., Khafizova E.D., Merson E.D., Pigaleva I.N. The kinetics and fatigue fracture mechanism of the AK4-1 aluminum alloy in the sub-microcrystalline state. *Deformatsiya i razrushenie materialov*, 2014, no. 1, pp. 22–26.

REFERENCES

1. McEvily A.J. *Metal Failures: Mechanisms, Analysis, Prevention*. Hoboken, Wiley & Sons Publ., 2002. 324 p.
2. Klevtsov G.V., Botvina L.R., Klevtsova N.A., Limar L.V. *Fraktodiagnostika razrusheniya metallicheskiykh materialov i konstruktсий* [Fractodiagnosics of fracture of metal materials and constructions]. Moscow, MISiS Publ., 2007. 264 p.
3. Shtremel M.A. *Razrushenie. V 2-kh kn. Kn. 2. Razrushenie struktur* [Fracture. books. Structural fracture]. Moscow, MISiS Publ., 2015. Kn. 2, 976 p.
4. Makhutov N.A., ed. *Nauchnye osnovy povysheniya malotsiklovoy ustalosti* [Scientific foundations of increasing low-cycle fatigue]. Moscow, Nauka Publ., 2006. 624 p.
5. Shkolnik L.M. *Skorost rosta treshchin i zhivuchest metalla* [Cracks growth rate and metal durability]. Moscow, Metallurgiya Publ., 1973. 215 p.
6. Terentev V.F. *Ustalost metallov* [Fatigue of metals]. Moscow, Nauka Publ., 2015. 312 p.
7. Pakhmurskiy V.I., Levitskiy M.O., Mikitishin S.I. Life duration to the fatigue crack initiation and the rate of its growth in the 80kp and U8 steels. *Fiziko-khimicheskaya mekhanika materialov*, 1975, vol. II, no. 4, pp. 41–44.
8. Cherepanov G.P. *Mekhanika razrusheniya* [Mechanics of brittle fracture]. Izhevsk, IKI Publ., 2012. 872 p.
9. Kotsanda S. *Ustalostnoe rastreskivanie metallov* [Fatigue cracking of metals]. Moscow, Metallurgiya Publ., 1990. 622 p.

**THE KINETICS AND MECHANISM OF THE FATIGUE FRACTURE
OF SAMPLES OF 40H AND 38H2N2MA STEELS**

© 2019

G.V. Klevtsov, Doctor of Sciences (Engineering), Professor,
Acting Head of Chair “Nanotechnologies, Materials Science and Mechanics”

D.L. Merson, Doctor of Sciences (Physics and Mathematics),

Director of the Research Institute of Progressive Technologies

N.A. Klevtsova, Doctor of Sciences (Engineering), Associate Professor,
professor of Chair “Nanotechnologies, Materials Science and Mechanics”

E.D. Merson, PhD (Physics and Mathematics),

senior researcher of the Research Institute of Progressive Technologies

M.L. Linderov, PhD (Physics and Mathematics),

senior researcher of the Research Institute of Progressive Technologies

S.V. Zasytkin, student

A.V. Bondarenko, student

Togliatti State University, Togliatti (Russia)

Keywords: 40H steel; 38H2N2MA steel; fatigue fracture; fracture; fracture kinetics and mechanism.

Abstract: It is known that the most of breakdown fractures of the structures or machine parts are related either to the fatigue fracture or brittle fracture caused by the fatigue crack. For this reason, to reduce the possibility of the fatigue crack initiation and development, the expensive medium and highly alloyed steels are often used. This paper presents the comparative analysis of the parameters of the fatigue fracture of samples of low alloyed 40H steel and medium alloyed 38H2N2MA steel.

The fatigue tests of 10×15×80 mm prism samples made of 40H steel with the U- and V-shaped stress concentrators and of 38H2N2MA steel samples with the U-shaped stress concentrator were carried out on the *Instron* 8802 installation at the temperature of 20 °C according to the three-point bending scheme with $\nu=10$ Hz, $R=0.1$ and various ΔP values. Steels were tested after the quenching in oil and the subsequent heating to 300 °C. The microrelief of fractures was studied using the *SIGMA* scanning electron microscope of the *ZEISS* Company.

It is identified that the stress concentrator shape in the samples influences significantly the time to the fatigue crack initiation. The straight-line section of the kinetic diagrams of the fatigue fracture of 40H and 38H2N2MA steels almost completely coincide, although the coefficient n in the Paris's equation for the 38H2N2MA steel is slightly higher than for the 40H steel. The microfractographic studies have shown that the propagation of a fatigue crack in the 38H2N2MA steel was associated with the more ductile fracture mechanism than in the 40H steel. Thus, it is determined that the low alloyed 40H steel is equal to the medium alloyed 38H2N2MA steel in its fatigue characteristics.

ВЛИЯНИЕ НИКЕЛЯ НА СВОЙСТВА НАПЛАВЛЕННЫХ СПЛАВОВ СИСТЕМЫ ТИТАН – АЛЮМИНИЙ

© 2019

А.И. Ковтунов, доктор технических наук, доцент,
профессор кафедры «Сварка, обработка материалов давлением и родственные процессы»
А.Г. Бочкарев, аспирант кафедры «Сварка, обработка материалов давлением и родственные процессы»
Д.И. Плахотный, старший преподаватель кафедры «Сварка, обработка материалов давлением
и родственные процессы»
Тольяттинский государственный университет, Тольятти (Россия)
А.А. Гуцин, инженер
ООО «Средневожский сертификационно-диагностический центр "Дельта"», Тольятти (Россия)

Ключевые слова: аргонодуговая наплавка; интерметаллидные сплавы; твердость; износостойкость; жаростойкость; алюминиды титана; легирование; никель.

Аннотация: Разработка и освоение новых конструкционных материалов на основе титана, сочетающих в себе высокие показатели жаростойкости, низкой плотности, является весьма актуальной задачей современного материаловедения. Существующие материалы на основе интерметаллидных сплавов системы Ti-Al имеют низкую пластичность при комнатных температурах, что затрудняет их практическое применение. Одним из путей повышения пластичности алюминидов титана является легирование интерметаллидного сплава. Применение компонентов, растворимых в алюминиде титана, которые находятся в непосредственной близости с алюминием и титаном в периодической таблице Д.И. Менделеева, позволит повысить пластичность интерметаллидного сплава на основе Ti-Al.

В статье представлены результаты исследования процессов аргонодуговой наплавки сплавов системы Ti-Al, легированных никелем с применением алюминиевой и никелевой присадочных проволок. Установлена зависимость между режимами наплавки и химическим составом наплавленного металла, а также определено влияние никеля на твердость, износостойкость, жаростойкость и трещиностойкость наплавленных сплавов системы Ti-Al.

Проведенные исследования показали, что легирование никелем в количестве 4,5–11,7 % (по массе) при содержании алюминия 10,4–34 % (по массе) повышает твердость и износостойкость наплавленного металла. Легирование никелем в указанных пределах при содержании алюминия до 33 % не повышает жаростойкость наплавленных сплавов в сравнении с нелегированным интерметаллидным сплавом на основе Ti-Al. При легировании никелем наплавленных сплавов с содержанием алюминия более 33 % жаростойкость наплавленного металла повышается.

Легирование никелем увеличивает вероятность образования трещин в наплавленных сплавах системы Ti-Al, что связано с образованием в структуре металла включений хрупкой фазы Ti₂Ni.

ВВЕДЕНИЕ

Титан и его сплавы являются объектом исследования ученых на протяжении многих лет, что связано с уникальным комплексом свойств титановых сплавов. Высокая прочность и пластичность делают его незаменимым в авиационно-космической, химической и нефтехимической промышленности, машиностроении, а также в приборостроении.

Предельная температура эксплуатации современных титановых сплавов составляет 500–600 °С [1–3]. Повышения температуры эксплуатации деталей и узлов из титановых сплавов можно достичь, применяя интерметаллидные сплавы системы Ti-Al, обладающие высокими показателями удельной прочности, жаростойкости и коррозионной стойкости [4–6]. Алюминиды титана могут успешно применяться в деталях и узлах, работающих при температуре до 850 °С [6–8].

Ограничения при производстве и эксплуатации алюминидов титана связаны с низкой пластичностью. При температурах, близких к комнатной, невозможна пластическая деформация, так как движение дислокаций заблокировано из-за сильно развитых ковалентных связей. В результате этого происходит скопление деформаций и зарождение микротрещин, что приводит к хрупкому разрушению интерметаллида [5]. Повышения пластичности алюминидов титана можно достичь путем легирования интерметаллидного сплава [9–11].

Литературный обзор и анализ трехфазных диаграмм состояния Ti-Al-X (X – легирующий элемент) показал, что основными легирующими элементами, повышающими механические свойства алюминидов титана, могут быть Nb, Ni, Cu, Ta, Co, Mn, V, Si, W, Mo, Be, Cr, Hf, Zr [12–14].

С учетом уникальности эксплуатационных свойств и недостатков алюминидов титана, они могут успешно применяться при формировании наплавленных слоев на титановые изделия, а для повышения пластичности покрытия при наплавке целесообразно проводить дополнительное легирование компонентами, повышающими технологическую прочность алюминидов титана [15–17].

Одним из широко распространенных легирующих элементов является никель, вследствие чего было предложено провести исследования процессов аргонодуговой наплавки интерметаллидных сплавов системы Ti-Al, легированных никелем.

Цель работы – исследование влияния никеля на свойства наплавленных сплавов системы титан – алюминий.

МЕТОДИКА ПРОВЕДЕНИЯ ИССЛЕДОВАНИЙ

Аргонодуговую наплавку интерметаллидных сплавов системы титан – алюминий проводили на постоянном токе прямой полярности с использованием

вольфрамового электрода (WP Ø3,2 мм). Сила тока при этом составляла $I=270$ А, напряжение на дуге было $U=15$ В. Скорость подачи присадочной проволоки изменялась в пределах от 1 до 4 м/мин. Скорость наплавки при этом оставалась постоянной (0,15 м/мин). Варьирование скоростью подачи присадочной проволоки позволяло формировать наплавленные слои с различным содержанием алюминия. Для наплавки применялась проволока – СвА8 (Ø1,2 мм).

Присадочная проволока подавалась в хвостовую часть сварочной ванны для уменьшения разбрызгивания алюминия и снижения его угара при наплавке [18].

Наплавка производилась на титановые пластины толщиной 10 мм (BT1-0). В качестве защитной среды использовали аргон высокой чистоты, расход защитного газа составлял 25–35 л/мин.

Для легирования применяли никелевую проволоку НП2 (Ø1,2 мм), которую укладывали на титановые образцы в специальные пазы, изготовленные перед наплавкой (рис. 1). Проволока укладывалась в один, два, три ряда, что позволяло изменять степень легирования никелем наплавленных сплавов.

Качество наплавленного валика определяли визуальным и измерительным контролем, оценивая при этом качество поверхности, стабильность геометрических параметров наплаваемого валика по всей длине. Измерительный контроль проводили при помощи штангенциркуля ШЦ-1, а также используя масштабный коэффициент и программу Universal Desktop Ruler. Склонность к образованию трещин определяли по наличию (количеству) трещин на определенном участке наплавки, длина участка наплавки составляла 120 мм.

Для изучения структуры и химического состава наплавленных покрытий применялся метод растровой электронной микроскопии, который основан на регистрации различных типов сигналов, генерируемых в образце при сканировании его поверхности сфокусированным электронным зондом [19].

Твердость наплавленного металла определялась по методу Роквелла (шкала HRC) в соответствии с ГОСТ 9013. Измерения проводились на твердомере HBRV-187.5.

Износостойкость наплавленных сплавов определялась способностью поверхностных слоев противостоять внедрению абразивных частиц при абразивном изнаши-

вании о закрепленные частицы и оценивалась относительной износостойкостью [19]:

$$E = \Delta l_э / \Delta l_m,$$

где $\Delta l_э$ – линейный износ основного металла; Δl_m – линейный износ испытуемого материала.

Жаростойкость наплавленного металла оценивалась по относительному изменению массы образцов с одинаковой площадью поверхности, выдерживаемых в печи сопротивления при 800 °С. Температуру испытаний выбрали исходя из максимальной температуры эксплуатации алюминидов титана [5]. Массу образцов измеряли через каждые 50 часов выдержки после предварительного удаления продуктов высокотемпературной коррозии с поверхности образцов.

РЕЗУЛЬТАТЫ ИССЛЕДОВАНИЙ

Химический анализ наплавленных валиков показал, что среднее содержание в них химических элементов находится в следующих пределах: алюминия – от 10 до 34 %, титана – от 52 до 84 %, никеля – от 4 до 14 % (по массе). Увеличение скорости подачи присадочной проволоки приводит к увеличению содержания алюминия в наплавленном металле. Содержание никеля изменяется в зависимости от количества укладываемых проволок на титановые образцы. При использовании одной проволоки содержание никеля находилось в пределах 4–5 %, а при укладке двух проволок – от 9 до 11 % (по массе). Наплавка с тремя проволоками повысила содержание никеля до 15 % (по массе).

По результатам оптических наблюдений микроструктура наплавленных сплавов представлена однофазной структурой на основе фазы $\alpha(\text{Ti})$ и двухфазной структурой на основе фаз $\alpha(\text{Ti})+\text{Ti}_2\text{Ni}$ и $\alpha_2(\text{Ti}_3\text{Al})+\text{Ti}_2\text{Ni}$ (рис. 2) [20]. В двухфазных сплавах структура представлена матричной фазой $\alpha(\text{Ti})$ или $\alpha_2(\text{Ti}_3\text{Al})$ с включениями фазы Ti_2Ni (рис. 3) [20].

Твердость наплавленного металла изменяется в пределах от 28 до 57 HRC. Максимальные значения твердости наблюдаются у образцов с содержанием алюминия от 20 до 28 %, никеля – от 5 до 11 % (по массе), которые представлены двухфазной структурой на основе фазы $\alpha(\text{Ti})$ с включениями фазы Ti_2Ni (рис. 4).

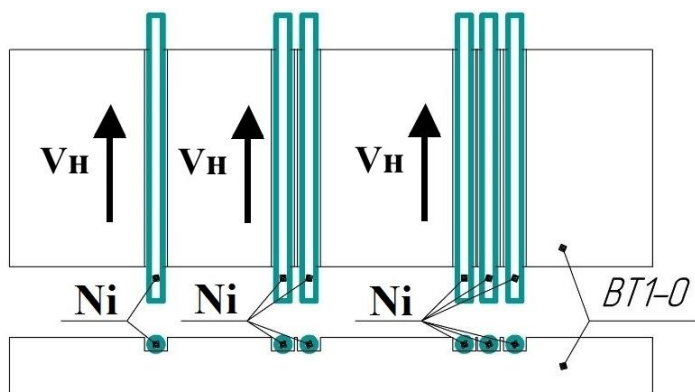


Рис. 1. Схема легирования никелем

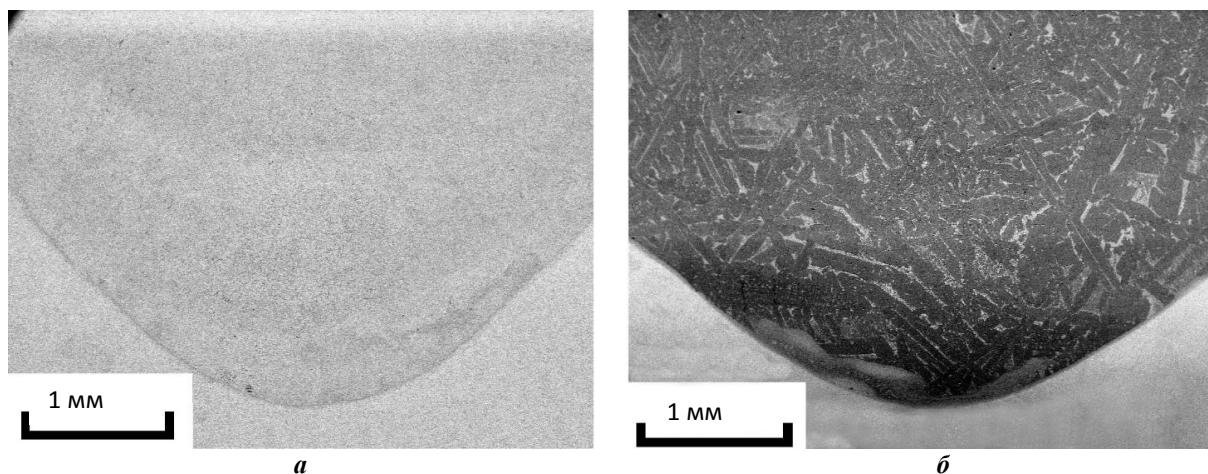


Рис. 2. Микроструктура наплавленного металла:
 а – однофазная структура на основе фазы $\alpha(\text{Ti})$;
 б – двухфазная структура на основе фазы $\alpha_2(\text{Ti}_3\text{Al})+\text{Ti}_2\text{Ni}$

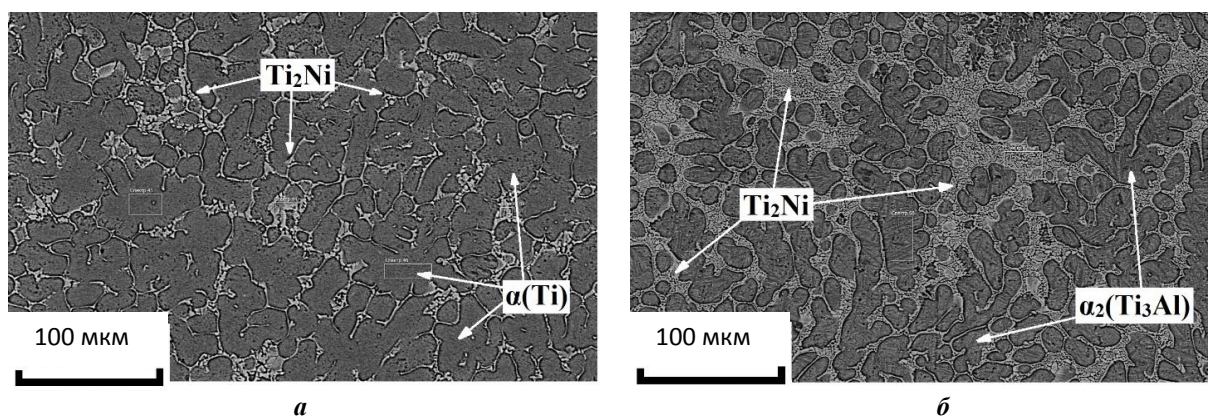


Рис. 3. Микроструктура наплавленного металла:
 а – двухфазная структура на основе фазы $\alpha(\text{Ti})+\text{Ti}_2\text{Ni}$;
 б – двухфазная структура на основе фазы $\alpha_2(\text{Ti}_3\text{Al})+\text{Ti}_2\text{Ni}$

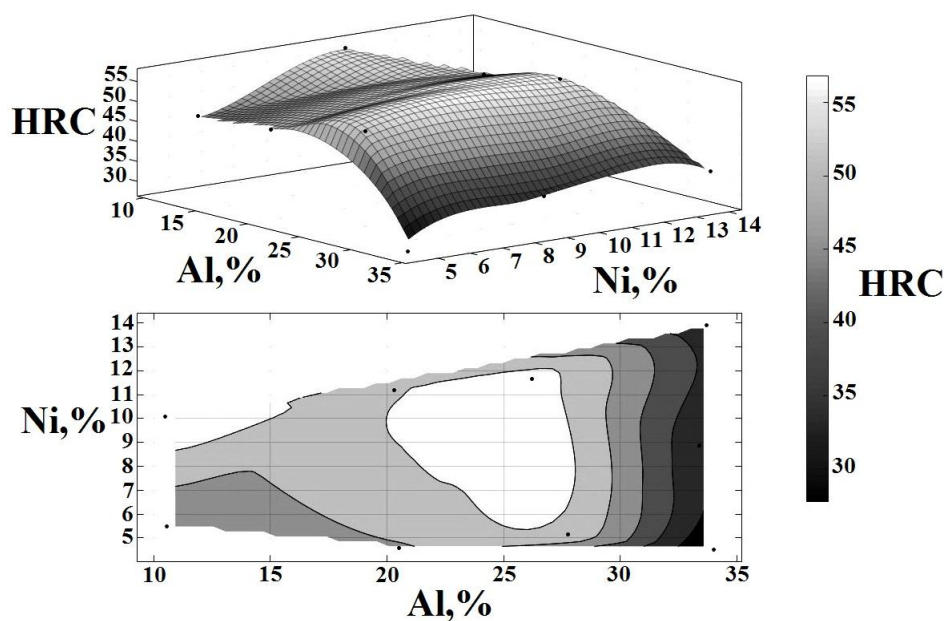


Рис. 4. График зависимости твердости наплавленного металла от содержания алюминия (Al) и никеля (Ni)

Интерметаллидные сплавы на основе Ti-Al при легировании Ni обладают высокими показателями относительной износостойкости, которая находится в пределах от 1,3 до 6 ед. Максимальные значения износостойкости наблюдаются у образцов с содержанием алюминия от 26 до 28 %, никеля – от 5 до 11 % (по массе), которые представлены двухфазной структурой на основе фазы $\alpha(\text{Ti})$ с включениями фазы Ti_2Ni (рис. 5).

Исследование жаростойкости в течение 700 часов при температуре 800 °С показало, что легирование алюминидов титана никелем не повышает жаростойкость наплавленного металла при концентрации алюминия до 33 % по сравнению с жаростойкостью нелегированных сплавов на основе Ti-Al. При увеличении содержания алюминия более чем на 33 % жаростойкость наплавленного металла легированного никелем выше, чем у нелегированных сплавов на основе Ti-Al (рис. 6).

Легирование никелем, исходя из проведенных экспериментальных исследований, повышает вероятность образования трещин наплавленных сплавов на основе интерметаллидных сплавов системы Ti-Al. При легировании интерметаллидных сплавов образуется структура на основе фаз $\alpha(\text{Ti})+\text{Ti}_2\text{Ni}$ и $\alpha_2(\text{Ti}_3\text{Al})+\text{Ti}_2\text{Ni}$. Количество трещин возрастает при появлении в структуре сплавов фазы Ti_2Ni .

ВЫВОДЫ

1. Легирование никелем в количестве 4,5–11,7 % (по массе) наплавленных интерметаллидных сплавов системы титан – алюминий при содержании алюминия 10,4–34 % (по массе) способствует повышению твердости и износостойкости наплавленных сплавов.

2. Легирование никелем не повышает жаростойкость наплавленного металла при концентрации алюминия до 33 %. При увеличении содержания алюминия более чем

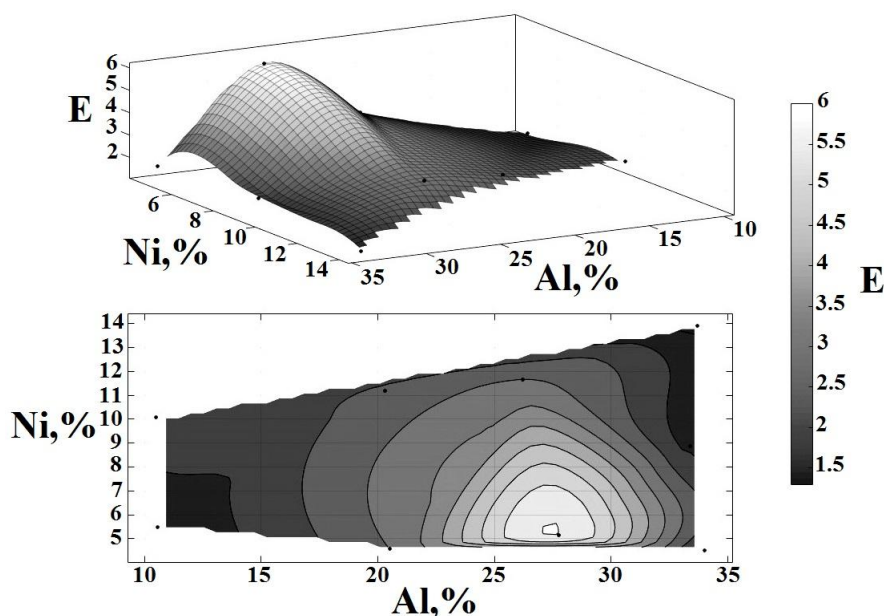


Рис. 5. График зависимости относительной износостойкости наплавленного металла от содержания алюминия (Al) и никеля (Ni)

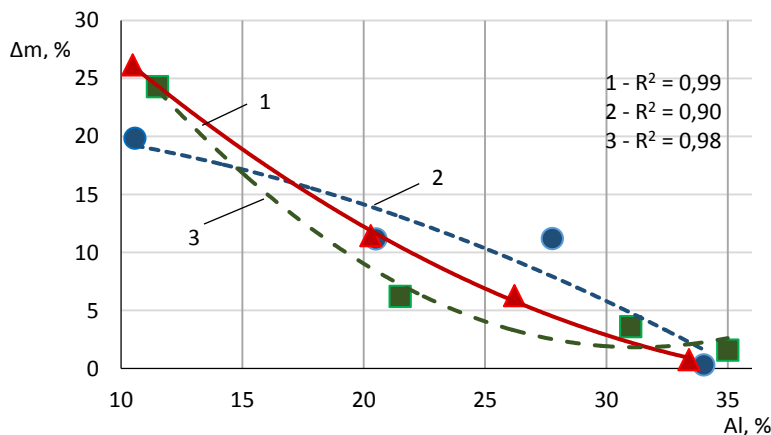


Рис. 6. Потеря массы образцов при испытаниях на жаростойкость (в течение 700 часов): 1 – Ti-Al-Ni (Ni~10 %); 2 – Ti-Al-Ni (Ni~5 %); 3 – Ti-Al

до 33 % жаростойкость наплавленного металла выше, чем у нелегированных сплавов на основе Ti-Al.

3. Легирование никелем увеличивает вероятность образования трещин в наплавленных сплавах системы Ti-Al, это связано с наличием хрупкой фазы Ti_2Ni в виде включений.

Работа выполнена при финансовой поддержке Российского фонда фундаментальных исследований в рамках реализации проекта № 17-48-630361.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

- Хорев А.И. Фундаментальные и прикладные работы по конструкционным титановым сплавам и перспективные направления их развития // Труды ВИАМ. 2013. № 2. С. 4–19.
- Ильин А.А., Колачев Б.А., Польшкин И.С. Титановые сплавы. Состав, структура, свойства. М.: ВИЛС-МАТИ, 2009. 520 с.
- Анпилов В.В. Перспективы развития алюминиевых, магниевых и титановых сплавов для изделий авиационно-космической техники // Авиационные материалы и технологии. 2017. № 5. С. 186–194.
- Ковтунов А.И., Бочкарев А.Г., Плахотный Д.И., Гушин А.А. Влияние циркония на процессы формирования и свойства наплавленных сплавов системы Ti-Al // Сварка и диагностика. 2018. № 5. С. 47–50.
- Колачев Б.А. Металловедение и термическая обработка цветных металлов и сплавов. М.: МИСИС, 2005. 432 с.
- Казанцева Н.В. Материалы для высокоскоростных транспортных систем. Екатеринбург: УрГУПС, 2016. 163 с.
- Дзунович Д.А., Алексеев Е.Б., Панин П.В., Лукина Е.А., Новак А.В. Структура и свойства листовых полуфабрикатов из деформируемых титановых сплавов разных классов // Авиационные материалы и технологии. 2018. № 2. С. 17–25.
- Горлов Д.С., Александров Д.А., Заклякова О.В., Азаровский Е.Н. Исследование возможности защиты интерметаллидного титанового сплавов от фреттинг-износа путем нанесения ионно-плазменного покрытия // Труды ВИАМ. 2018. № 4. С. 51–58.
- Деменок А.О., Ганеев А.А., Деменок О.Б., Кулаков Б.А. Выбор легирующих элементов для сплавов на основе алюминидов титана // Вестник Южно-Уральского государственного университета. Серия: Металлургия. 2013. № 1. С. 95–102.
- Клопотов В.Д., Потехаев А.И., Клопотов А.А., Кулагина В.В., Кнестяпин Е.А., Маркова Т.Н., Морозов М.М. Тройные диаграммы на основе алюминидов титана, анализ и построение // Известия Томского политехнического университета. 2013. Т. 323. № 2. С. 96–100.
- Муратов В.С., Морозова Е.А. Формирование структуры и свойств титана при лазерном легировании никелем и марганцем // Металловедение и термическая обработка металлов. 2018. № 9. С. 36–40.
- Ковтунов А.И., Плахотный Д.И., Гушин А.А., Плахотная С.Е., Бочкарев А.Г. Влияние режимов наплавки на структуру и свойства покрытий системы титан-алюминий // Сварка и диагностика. 2016. № 2. С. 43–45.
- Хорев А.И. Теоретические и практические основы повышения конструкционной прочности современных титановых сплавов // Технология легких сплавов. 2007. № 2. С. 144–153.
- Хорев А.И. Теория легирования и термической обработки конструкционных ($\alpha+\beta$)-титановых сплавов высокой и сверхвысокой прочности // Вестник машиностроения. 2010. № 7. С. 32–39.
- Хорев А.И. Теория легирования и термической обработки конструкционных β -сплавов высокой прочностью // Вестник машиностроения. 2010. № 8. С. 43–50.
- Демаков С.Л., Водолазский Ф.В. Исследование влияния температуры закалки на структуру и свойства сплавов Ti-19,6Al-12,4Nb-1,5V-0,97Zr-0,6Mo // Металловедение и термическая обработка металлов. 2018. № 5. С. 35–41.
- Ковтунов А.И. Аргондуговая наплавка сплавами на основе системы железо-алюминий. Тольятти: ТГУ, 2014. 140 с.
- Ковтунов А.И., Бочкарев А.Г., Плахотный Д.И. Исследование процессов формирования наплавленных сплавов системы Fe-Al легированных Si // Сварочное производство. 2017. № 12. С. 3–7.
- Schuster J. C. Critical data evaluation of the aluminium-nickel-titanium system // Intermetallics. 2006. Vol 14. № 10. P. 1304–1311.
- Schuster J. C., Zhu P., Shuhong L., Franz W., Yong D. On the constitution of the ternary system Al-Ni-Ti // Intermetallics. 2005. Vol 15. № 9. P. 1257–1267.

REFERENCES

- Khorev A.I. Fundamental and applied projects on titanium alloys and perspective areas of their development. *Trudy VIAM*, 2013, no. 2, pp. 4–19.
- Ilyin A.A., Kolachev B.A., Polkin I.S. *Titanovye splavy. Sostav, struktura, svoystva* [Titanium alloys. Composition, structure, properties]. Moscow, VILS-MATI Publ., 2009. 520 p.
- Anpilov V.V. Prospects for development of aluminium, magnesium and titanium alloys for aerospace engineering. *Aviatsionnye materialy i tekhnologii*, 2017, no. 5, pp. 186–194.
- Kovtunov A.I., Bochkarev A.G., Plakhotny D.I., Gushchin A.A. Effect of zirconium on the processes of formation and properties of overlaid system Ti-Al alloys. *Svarka i diagnostika*, 2018, no. 5, pp. 47–50.
- Kolachev B.A. *Metallovedenie i termicheskaya obrabotka tsvetnykh metallov i splavov* [Metal science and heat treatment of non-ferrous metals and alloys]. Moscow, MISIS Publ., 2005. 432 p.
- Kazantseva N.V. *Materialy dlya vysokoskorostnykh transportnykh sistem* [Materials for high-speed transport systems]. Ekaterinburg, UrGUPS Publ., 2016. 163 p.
- Dzunovich D.A., Alekseev E.B., Panin P.V., Lukina E.A., Novak A.V. Structure and properties of sheet semi-finished products from various wrought intermetallic titanium alloys. *Aviatsionnye materialy i tekhnologii*, 2018, no. 2, pp. 17–25.
- Gorlov D.S., Aleksandrov D.A., Zaklyakova O.V., Azarovskiy E.N. Investigation of the possibility of protection of intermetallic titanium alloy against fretting wear by ion-plasma coating. *Trudy VIAM*, 2018, no. 4, pp. 51–58.

9. Demenok A.O., Ganeev A.A., Demenok O.B., Kulakov B.A. The choice of alloying elements for titanium aluminide base alloys. *Vestnik Yuzhno-Uralskogo gosudarstvennogo universiteta. Seriya: Metallurgiya*, 2013, no. 1, pp. 95–102.
10. Klopotov V.D., Potekaev A.I., Klopotov A.A., Kulagina V.V., Knestyapin E.A., Markova T.N., Morozov M.M. Triple titanium aluminide-based diagrams. Analysis and construction. *Bulletin of the Tomsk Polytechnic University*, 2013, vol. 323, no. 2, pp. 96–100.
11. Muratov V.S., Morozova E.A. Formation of structure and properties of titanium under laser surface alloying with nickel and manganese. *Metallovedenie i termicheskaya obrabotka metallov*, 2018, no. 9, pp. 36–40.
12. Kovtunov A.I., Plakhotny D.I., Gushchin A.A., Plakhotnaya S.E., Bochkarev A.G. Influence of surfacing modes on the structure and properties of titanium-aluminum system coatings. *Svarka i diagnostika*, 2016, no. 2, pp. 43–45.
13. Khorev A.I. Theoretical and practical bases of increase of constructional durability of modern titanium alloys. *Tekhnologiya legkikh splavov*, 2007, no. 2, pp. 144–153.
14. Khorev A.I. Alloying and heat treatment of structural ($\alpha+\beta$) titanium alloys of high and superhigh strength. *Russian engineering research*, 2010, vol. 30, no. 7, pp. 682–688.
15. Khorev A.I. Alloying and heat treatment of high-strength structural titanium β -alloys. *Russian engineering research*, 2010, vol. 30, no. 8, pp. 781–788.
16. Demakov S.L., Vodolazsky F.V. A study of the effect of quenching temperature on the structure and properties of alloy Ti-19,6Al-12,4Nb-1,5V-0,97Zr-0,6Mo. *Metallovedenie i termicheskaya obrabotka metallov*, 2018, no. 5, pp. 35–41.
17. Kovtunov A.I. *Argonodugovaya naplavka splavami na osnove sistemy zhelezo-alyuminiy* [Argon arc welding with alloys based on the iron-aluminum system]. Togliatti, TGU Publ., 2014. 140 p.
18. Kovtunov A.I., Bochkarev A.G., Plakhotny D.I. The formation investigation of fused alloys in the system of Fe-Al alloyed Si. *Svarochnoe proizvodstvo*, 2017, no. 12, pp. 3–7.
19. Schuster J. C. Critical data evaluation of the aluminium-nickel-titanium system. *Intermetallics*, 2006, vol 14, no. 10, pp. 1304–1311.
20. Schuster J. C., Zhu P., Shuhong L., Franz W., Yong D. On the constitution of the ternary system Al-Ni-Ti. *Intermetallics*, 2005, vol 15, no. 9, pp. 1257–1267.

THE INFLUENCE OF NICKEL ON THE PROPERTIES OF THE DEPOSITED ALLOYS OF TITANIUM-ALUMINUM SYSTEM

© 2019

A.I. Kovtunov, Doctor of Sciences (Engineering), Associate Professor, professor of Chair “Welding, pressure treatment of materials and allied processes”
A.G. Bochkarev, postgraduate student of Chair “Welding, pressure treatment of materials and allied processes”
D.I. Plakhotny, senior lecturer of Chair “Welding, pressure treatment of materials and allied processes”
Togliatti State University, Togliatti (Russia)
A.A. Gushchin, engineer
LLC “Srednevolzhsky Certification and Test Center “Delta”, Togliatti (Russia)

Keywords: argon-arc surfacing; intermetallide alloys; hardness; wear resistance; heat resistance; titanium aluminides; alloying; nickel.

Abstract: The development and adoption of new titanium-based structural materials combining high heat resistance and low density are a very important task of modern materials science. The existing materials based on the intermetallide alloys of the Ti-Al system have low ductility at room temperatures, which complicates their practical application. One of the ways to increase the plasticity of titanium aluminides is the alloying of an intermetallide alloy. The use of components soluble in titanium aluminides which are in close proximity to aluminum and titanium in the D.I. Mendeleev’s periodic table will allow increasing the ductility of a Ti-Al-based intermetallide alloy.

This paper presents the results of the study of the processes of the argon-arc surfacing of alloys of the Ti-Al system alloyed with nickel using aluminum and nickel filler wires. The authors found out the relationship between the deposition modes and the chemical composition of the deposited metal, as well as determined the effect of nickel on the hardness, wear resistance, heat resistance and crack resistance of the deposited alloys of the Ti-Al system.

The studies showed that alloying with nickel in the amount of 4.5–11.7 % (by weight) with the aluminum content of 10.4–34 % (by weight) increased the hardness and wear resistance of metal deposit. The alloying with nickel within the specified limits with the aluminum content of up to 33 % does not increase the heat resistance of the deposited alloys in comparison with the non-alloyed intermetallide Ti-Al-based alloy. When alloying the deposited alloys with the aluminum content of more than 33 % with nickel the heat resistance of the metal deposit increases.

The alloying with nickel increases the probability of crack formation in the deposited alloys of the Ti-Al system, which is associated with the formation of the Ti_2Ni fragile phase inclusions in the metal structure.

ОСНОВНЫЕ ОСОБЕННОСТИ ВЛИЯНИЯ УЛЬТРАЗВУКОВЫХ КОЛЕБАНИЙ ПРАВЯЩЕГО ИНСТРУМЕНТА НА ЭФФЕКТИВНОСТЬ ПРОЦЕССА ПРАВКИ ШЛИФОВАЛЬНЫХ КРУГОВ

© 2019

С.В. Мурашкин, кандидат технических наук, доцент,
доцент кафедры «Нанотехнологии, материаловедение и механика»
А.С. Селиванов, кандидат технических наук, доцент,
заместитель ректора – директор Института машиностроения
В.И. Малышев кандидат технических наук, профессор
Тольяттинский государственный университет, Тольятти (Россия)

Ключевые слова: ультразвуковая правка круга; абразивные зерна; микросколы; сила правки; износ правящего инструмента; рельеф рабочей поверхности круга.

Аннотация: Разработана методика исследования влияния осевых ультразвуковых колебаний стержневого алмазного правящего инструмента (ПИ) в процессе правки шлифовального круга: на нормальную составляющую P_y силы правки; на износ алмазов ПИ; на формирование рельефа рабочей поверхности круга (РПК). Параметры рельефа РПК изучали методами: ощупывания на специальном профилографе при помощи алмазной иглы (параметры – относительная опорная длина t_p на фиксированном уровне p и средний шаг между зернами); оптической микроскопии с помощью микроскопа модели МБС-2 (параметр – относительная опорная поверхность η шлифовального круга). Параллельно проводили фрактографическое исследование рельефа РПК на сканирующем электронном микроскопе *LEO 1455VP*.

Показано, что в условиях ультразвуковой правки (УЗП) круга износ ПИ практически не оказывает влияния на изменение относительной опорной поверхности η рельефа РПК. Из этого следует, что УЗП способна обеспечить более высокую стабильность режущей способности круга, а ПИ способен работать вплоть до полного износа.

Приведены рекомендации по выбору параметров ультразвуковой правки:

1. Частоту колебаний рекомендуется выбирать из определенных по ГОСТ 16165-80 частот: $(18 \pm 1,26)$ кГц; $(22 \pm 1,54)$ кГц; $(44 \pm 3,08)$ кГц; $(66 \pm 4,62)$ кГц.

2. Амплитуду A вынужденных колебаний ПИ целесообразно назначать свыше 15...20 мкм.

3. При выборе глубины правки t_n следует учитывать условие обязательного периодического прерывания контакта ПИ с РПК в соответствии с неравенством: $0 \leq t_n \leq 2A$.

ВВЕДЕНИЕ

Для операций абразивной обработки в условиях автоматизированного серийного и массового производства серьезной проблемой является не только достижение заданного уровня качества обработанных поверхностей, но и обеспечение его высокой стабильности при обработке всей партии деталей [1–3]. Дело в том, что возрастающий износ правящего инструмента (ПИ) в процессе его эксплуатации способствует постепенному увеличению площадок на вершинах абразивных зерен круга после правки, что соответственно приводит к изменению основных показателей процесса шлифования [4; 5]. С.Н. Корчак одним из первых предложил учитывать при расчете составляющих P_y и P_z силы шлифования размеры площадок на вершинах зерен [6]. S. Malkin, представляя зависимость силы шлифования от состояния рельефа рабочей поверхности круга (РПК), отметил, что предельно допустимое значение его относительной опорной поверхности η не должно превышать 2...6 %, в зависимости от условий шлифования и шлифуемого металла [7]. Чем выше значение относительной опорной поверхности круга η , тем больше абразивных зерен на РПК имеют затупленные вершины. Автор сделал вывод о целесообразности формирования рельефа РПК с относительно большим количеством микрокромки на абразивных зернах [7; 8].

Известно [9–11], что управляемое формирование развитого рельефа РПК возможно с помощью ультразвуковой правки (УЗП), заключающейся в наложении на ПИ вынужденных механических ультразвуковых коле-

баний (УЗК). Однако эффективность процесса шлифования характеризуется не только режущей способностью шлифовального круга [12], но и комплексом показателей процесса его правки [4; 5; 13], что в научной литературе освещено весьма недостаточно.

Цель исследования – определение влияния УЗК ПИ на комплекс выходных показателей процесса правки: силу правки, износ правящего инструмента, параметры рельефа РПК.

МЕТОДИКА ИССЛЕДОВАНИЯ

Исследование влияния УЗК на составляющую P_y силы правки проводили на плоскошлифовальном станке модели 3701, оснащенном специальным динамометром с регистрирующей аппаратурой и технологическим комплексом УЗП круга, реализующим как обычную правку (ОП), так и правку с наложением УЗК на ПИ. Правку шлифовального круга 1–200×25×76 91A40НСМ16К20 ГОСТ 2424-83 (~91A46К6V ГОСТ Р 52781-2007) выполняли однокристалльным алмазным карандашом 3908-0054 ГОСТ 607-80. В зону правки подавали смазочно-охлаждающую жидкость (СОЖ) (2,5%-ная эмульсия Укринол-1). Режим правки: скорость подача $V_k=(27; 35; 45)$ м/с; продольная подача $S_p=0,014...0,063$ мм/об; глубина правки $t_n=0,01...0,05$ мм/дв. ход; амплитуда колебаний правящего инструмента $A=0...18$ мкм; частота колебаний правящего инструмента $f=(16,5; 22,3; 33,3)$ кГц.

Исследование влияния УЗК на износ алмазов ПИ при правке проводили на торцеуглошлифовальном

станке модели 3Т161. В качестве ПИ для обеспечения постоянства площади износа использовали правящий карандаш, оснащенный поликристаллическим алмазом в виде столбика цилиндрической формы диаметром 1,4 мм. Осевой износ рабочей части ПИ измеряли с точностью ±1 мкм. Режим правки круга 1–750×80×305 92А40НСМ27К11 ГОСТ 2424-83 (~92А46Л7V ГОСТ Р52781-2007): $V_k=45$ м/с; $t_n=0,02$ мм/дв. ход; $S_n=0,05$ м/мин. Эксперименты выполняли с подачей СОЖ, затем повторяли их в режиме «сухой» правки без СОЖ.

Исследование влияния УЗК на формирование рельефа РПК 91А40НСМ16К20 (~91А46К6V) осуществляли вышеуказанным ПИ, оснащенным поликристаллическим алмазом цилиндрической формы. Режим правки: $V_k=45$ м/с; $S_n=0,086$ м/мин; $t_n=0,02$ мм/дв. ход; $A=0...18$ мкм и $f=(16,5; 22,3; 33,3)$ кГц. Рельеф РПК после правки на станке 3701 фиксировали на специальном профилографе при помощи алмазной иглы с углом при вершине $(50\pm 5)^\circ$ и радиусом округления 2...4 мкм. Обработку профилограмм производили на уровнях p сечения профиля (2,5; 5; 10; 20; 30; 40) мкм, а затем рассчитывали относительную опорную длину t_p на фиксированном уровне p по формуле

$$t_p = \frac{\sum_{p} V_p}{L}$$

и средний шаг между зернами по формуле

$$l_p = \frac{L}{n_p},$$

где L – базовая длина профилограмм, мм;
 n_p – число зерен-выступов на фиксированном уровне p , шт;
 $\sum_{p} V_p$ – сумма длин отрезков зерен-выступов на уровне p в пределах L , мм.

Относительную опорную поверхность η шлифовального круга изучали с помощью микроскопа модели МБС-2. После визуального измерения размеров площадок на вершинах абразивных зерен круга вычисляли η по формуле

$$\eta = \frac{\sum S_B}{S_{сет}} \cdot 100\%,$$

где $\sum S_B$ – сумма площадей контактных площадок на вершинах абразивных зерен круга, попавших в пределы сетки микроскопа, мм²;
 $S_{сет}$ – площадь сетки микроскопа, мм².

РЕЗУЛЬТАТЫ ИССЛЕДОВАНИЯ

Как показали результаты экспериментов, с повышением скорости круга V_k , продольной подачи S_n и глубины правки t_n значения P_y во всех случаях возрастают (рис. 1) как при наложении УЗК на ПИ, так и без них.

Главная особенность заключается в значительном (в 3–5 раз) снижении силы P_y при наложении на правящий инструмент УЗК (рис. 2). Разница в показателях при ОП и УЗП сохраняется в исследованном диапазоне продольной подачи S_n , глубины t_n и скорости V_k .

Из рис. 2 а, где приведена зависимость между составляющей P_y силы правки и амплитудно-частотной характеристикой правки, следует, что амплитуда УЗК ПИ оказывает значимое влияние на радиальную составляющую P_y силы правки. Так, если при $A=0$, что соответствует ОП, значение P_y составило около 15 Н, то при УЗП с ростом амплитуды A до 5...6 мкм следует интенсивное ее снижение до 5 Н. При дальнейшем увеличении амплитуды колебаний темп падения силы P_y снижается и при $A>10...12$ мкм практически стабилизируется. Увеличение частоты колебаний ПИ также способствует снижению силы правки (рис. 2 б). При увеличении частоты с 15 до 33 кГц значения составляющей P_y силы правки снизилось почти в 2 раза.

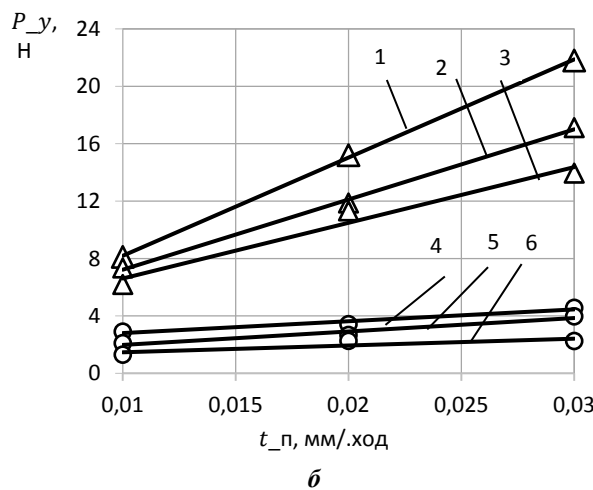
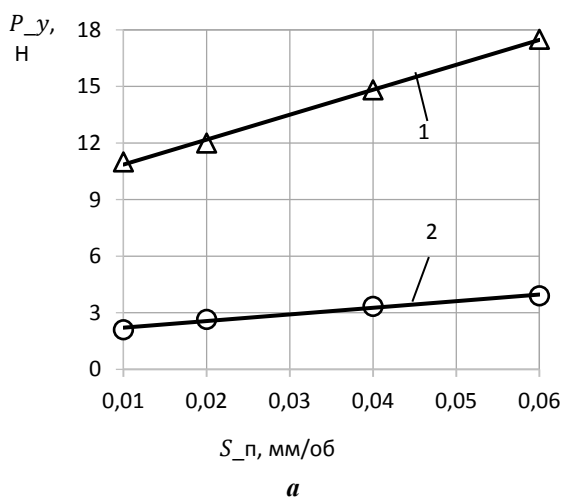


Рис. 1. Влияние режима правки на составляющую P_y силы правки:

a – влияние продольной подачи S_n ПИ: 1 – при ОП; 2 – при УЗП;

b – влияние глубины t_n и скорости V_k правки: 1–3 – при ОП; 4–6 – при УЗП;

1, 4 – при $V_k=43$ м/с; 2, 5 – при $V_k=35$ м/с; 3, 6 – при $V_k=27$ м/с; УЗП при $A=13$ мкм, $f=22,3$ кГц;

Δ, ○ – эксперимент; — – аппроксимация

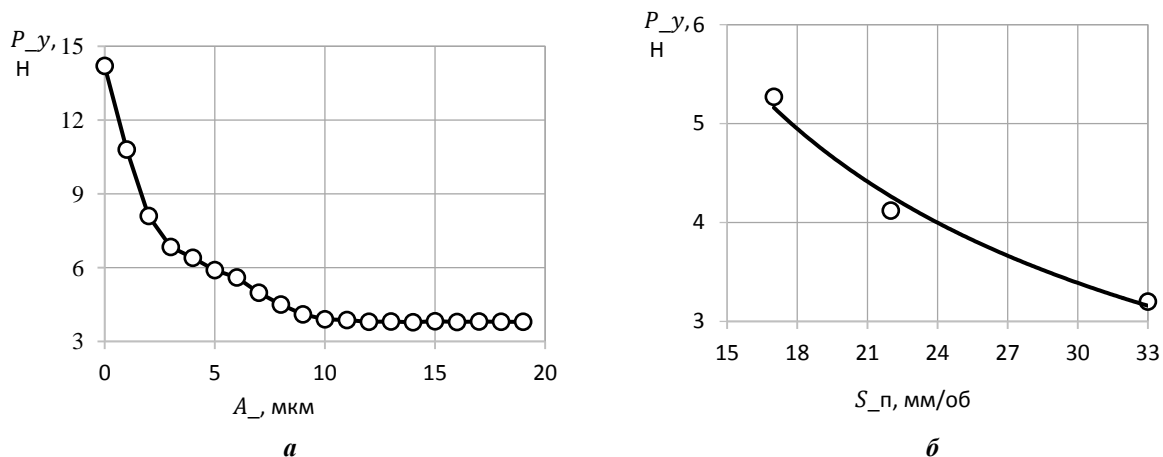


Рис. 2. Зависимости составляющей P_y силы правки:
 а – от амплитуды A колебаний ПИ при $f=22,3$ кГц;
 б – от частоты f колебаний ПИ при $A=6$ мкм

Можно полагать, что именно меньшие значения силы P_y при УЗП оказывают положительное воздействие на износостойкость ПИ. На рис. 3 приведены результаты измерения износа ПИ при правке с УЗК и без них. Так, наложение УЗК на правящий карандаш существенно, почти в 1,4 раза по сравнению с ОП, уменьшило его линейный износ (рис. 3 а) при правке с подачей СОЖ и в 1,86 раза при «сухой». Снижение износа ПИ положительным образом отразилось на удельной производительности УЗП, выраженной отношением объема снятого при правке абразивного материала круга к массе изношенного алмазосодержащего слоя ПИ (рис. 3 б). Отсутствие СОЖ при правке в меньшей степени сказалось на снижении износостойкости ПИ, работающего в условиях воздействия УЗК, чем при ОП.

В целом следует отметить, что УЗП круга обеспечивает более высокую износостойкость ПИ по сравнению с ОП, как с подачей СОЖ, так и без СОЖ. Это указывает на перспективность применения УЗП в операциях шлифования с ограниченным применением

СОЖ, что согласуется с данными других исследователей [13–15].

Выполненное на сканирующем электронном микроскопе *LEO 1455VP* фрактографическое исследование рельефа РПК, прошедшего правку (рис. 4), показывает наличие на РПК определенного количества хрупко разрушенных абразивных зерен с образованными микросколами и микротрещинами (рис. 4 а), а также зерен с относительно плоскими вершинами и даже следами пластического оттеснения, оставленными алмазом ПИ (рис. 4 б).

Можно полагать, что от количественного соотношения зерен с микросколами и относительно плоскими площадками на РПК зависит режущая способность шлифовального круга.

На рис. 5 в графическом виде приведены результаты обработки профилограмм РПК после ОП и УЗП. Как следует из рис. 5а, увеличение амплитуды до 10 мкм обеспечило снижение η примерно в 4,3 раза с 2,70 до 0,75 %. Следовательно, за счет УЗП, изменяя только

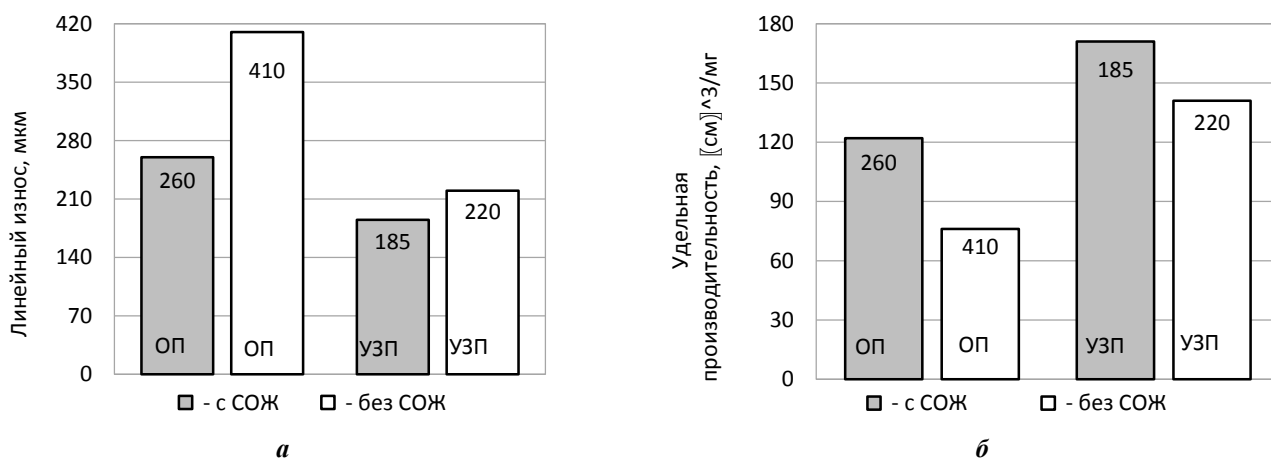


Рис. 3. Эксплуатационные показатели ПИ:
 а – линейный износ; б – удельная производительность правки:
 $V_k=50$ м/с; $t=0,02$ мм/дв.ход; $S_n=0,04$ мм/об

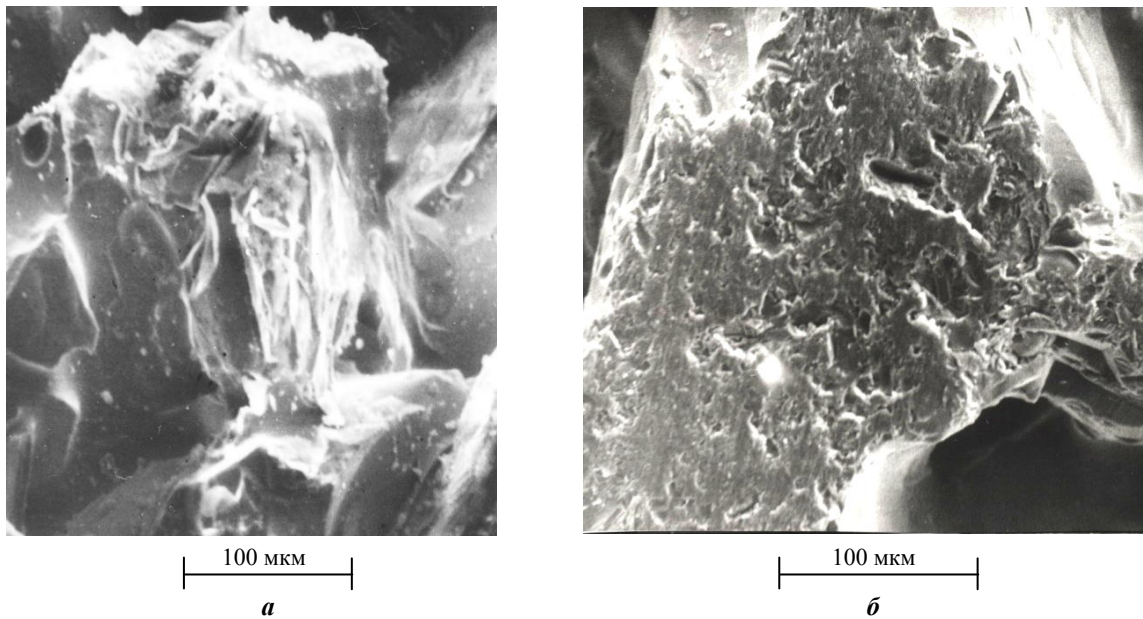


Рис. 4. Характер разрушения зерен в процессе правки: а – микросколы на зерне после УЗП; б – площадка на вершине зерна после ОП

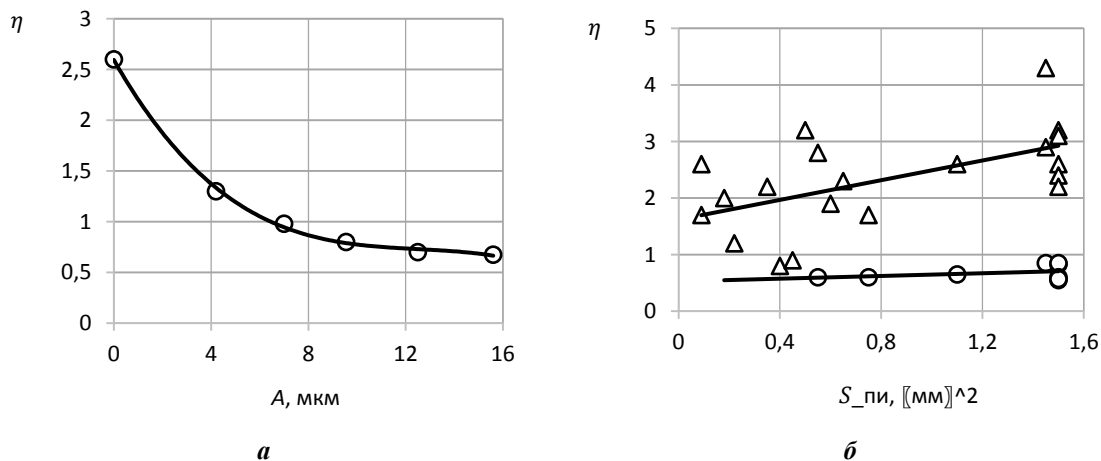


Рис. 5. Влияние амплитуды A колебаний и площади S_{π} контактной поверхности ПИ на величину опорной поверхности η круга:
 1 – ОП, 2 – УЗП; а – при $f=22,3$ кГц; б – при $A=13$ мкм и $f=22,3$ кГц

амплитуду колебаний ПИ, можно в широких пределах регулировать величину относительной опорной поверхности η круга и таким образом управлять выходными показателями процесса шлифования.

В практике абразивной обработки, в условиях автоматизированного производства, критерием стойкости правящего инструмента, как правило, является достижение величины $0,5 \dots 1,0$ мм² площадки износа на его вершине [9; 10; 16]. Поэтому определенный интерес представляет связь между износом вершины ПИ и величиной относительной опорной поверхности РПК, характеризующей режущую способность круга.

Из рис. 5б видно, что увеличение размера площадки износа S_{π} на рабочей вершине ПИ при обычной правке напрямую сказывается на возрастании величины относительной опорной поверхности η заправленного рельефа РПК. Средние значения η для исследованных тех-

нологических условий ОП оказались примерно в 4 раза больше, чем после УЗП. Обращает на себя внимание более высокая стабильность экспериментальных значений η , полученных после УЗП (рис. 5б), по сравнению с ОП круга. Судя по графику $\eta(S_{\pi})$, при УЗП износ ПИ практически не оказывает негативного влияния на изменение параметра η рельефа РПК, поскольку с увеличением S_{π} с $0,5$ до $1,5$ мм², т. е. в 3 раза, изменения η практически не отмечено. Из этого следует, что УЗП способна обеспечить более высокую стабильность режущей способности круга, а ПИ способен работать вплоть до полного износа, по сравнению с ПИ при ОП.

Из приведенных результатов следует, что наложение УЗК на ПИ снижает силу правки, износ инструмента и, что особенно важно, способствует повышению режущей способности шлифовального круга за счет изменения основных параметров РПК. Это связано с более

сложным механизмом формирования рельефа РПК при УЗП, чем при обычной правке. Кроме обычных движений, задаваемых элементами режима правки: V_k , S_{II} и t_{II} , ПИ совершает дополнительное движение по нормали к РПК с амплитудой A и частотой f , периодически изменяя направление и относительную скорость взаимодействия с абразивными зёрнами. В результате напряжения в абразивных зёрнах при контакте с алмазом могут достигать величин, превышающих критические при меньшей глубине правки (подробный расчет сил и напряжений, возникающих при УЗП, рассмотрен авторами в работе [17]). Во-первых, за счет ударно-импульсного воздействия правящего алмаза на абразивные зёрна при УЗП в последних образуются многочисленные микросколы и относительно острые режущие кромки (динамическая составляющая рельефа РПК) [17; 18]. Во-вторых, в результате интерференции синусоидальных траекторий алмазов ПИ за каждый оборот круга на РПК формируется определенный рельеф в виде чередующихся впадин и выступов (геометрическая составляющая рельефа), что также снижает относительную опорную поверхность η [19; 20].

В целом на РПК после УЗП образуется существенно большее по сравнению с ОП число зёрен с наличием микросколов, возрастающее с увеличением амплитуды колебаний ПИ [17].

Результаты экспериментального исследования и опыт применения УЗП дали возможность сформировать основные рекомендации по назначению рациональных с точки зрения получения высокой режущей способности круга основных параметров УЗП: частоты, амплитуды колебаний и глубины правки.

Частоту колебаний рекомендуется выбирать из определенных по ГОСТ 16165-80 частот: $(18 \pm 1,26)$ кГц; $(22 \pm 1,54)$ кГц; $(44 \pm 3,08)$ кГц; $(66 \pm 4,62)$ кГц. В указанном диапазоне частот можно обеспечить необходимую прочность колебательных систем и конструировать правящие устройства, обладающие высоким ресурсом работы.

При выборе глубины правки t_{II} следует учитывать условие обязательного периодического прерывания контакта ПИ с РПК в соответствии с неравенством $0 \leq t_{II} \leq 2A$.

Амплитуда A вынужденных колебаний ПИ является важным управляющим параметром, так как возможность ее регулирования в ультразвуковой колебательной системе относительно проста. Результаты производственных испытаний УЗП и результаты экспериментальных исследований показали, что амплитуду целесообразно назначать свыше 15...20 мкм.

ОСНОВНЫЕ РЕЗУЛЬТАТЫ И ВЫВОДЫ

Управление режущей способностью шлифовального круга возможно путем формирования относительно острых режущих кромок на абразивных зёрнах круга непосредственно на шлифовальном станке за счет ультразвуковой правки. Установлена эффективность применения технологии ультразвуковой правки шлифовальных кругов на операциях круглого, внутреннего и бесцентрового шлифования, заключающаяся в существенном снижении расхода алмазного правящего и шлифовального инструментов, повышении стабильности основных выходных показателей шлифования (шероховатости обработанной поверхности и стабильности размеров деталей).

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

На операции шлифования вторичного вала (нитроцементированная сталь 20ХГНМ HRC 58...60) в механосборочном производстве ПАО «АВТОВАЗ» одним из авторов данной работы разработана и внедрена технология ультразвуковой правки шлифовальных кругов, которая позволила повысить стойкость шлифовального круга 91A40НСМ27K11 между правками в 1,9 раза, снизить необходимую глубину правки в 1,7 раза и уменьшить расход шлифовального инструмента в 3 раза (с 12 000 до 36 000 дет/круг). Кроме того, сокращен расход правящего инструмента (увеличен ресурс работы алмазной гребенки до 70 раз) и обеспечена его надежная эксплуатация до полного износа.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Hashimoto F., Gallego I., Oliveira J.F.G., Barrenetxea D., Takahashi M., Sakakibara K., Stafelt H.D., Stadt G., Ogawa K. Advances in centerless grinding technology // CIRP Annals – Manufacturing Technology. 2012. Vol. 61. № 2. P. 747–770.
2. Wegener K., Bleicher F., Krajnik P., Hoffmeister H.W., Brecher C. Recent developments in grinding machines // CIRP Annals – Manufacturing Technology. 2017. Vol. 66. № 2. P. 779–802.
3. Zhanga Y.Z., Xu X.P. Influence of surface topography evolution of grinding wheel on the optimal material removal rate in grinding process of cemented carbide // International Journal of Refractory Metals and Hard Materials. 2019. Vol. 80. P. 130–143.
4. Palmer J., Ghadbeigi H., Novovic D., Curtis D. An experimental study of the effects of dressing parameters on the topography of grinding wheels during roller dressing // Journal of Manufacturing Processes. 2018. Vol. 31. P. 348–355.
5. Kadivara M., Azarhoushang B., Shamaray S., Krajnik R. The effect of dressing parameters on micro-grinding of titanium alloy // Precision Engineering. 2018. Vol. 51. P. 176–185.
6. Корчак С.Н. Производительность процесса шлифования стальных деталей. М.: Машиностроение, 1974. 275 с.
7. Malkin S., Grinding Technology: Theory and Applications of Machining with Abrasives. New York: John Wiley & Sons, 1989. 290 p.
8. Malkin S., Guo C. Grinding Technology. Theory and application of machining with abrasives. 2nd ed. New York: Industrial Press, 2008. 372 p.
9. Богачев Ю.Ю., Бабенко М.Г. Исследование стойкости рабочей поверхности шлифовального круга и правящего алмазного инструмента // Вестник Пермского национального исследовательского политехнического университета. Машиностроение, материаловедение. 2015. Т. 17. № 2. С. 21–29.
10. Малышев В.И., Мурашкин С.В., Попов А.Н. Влияние ультразвуковой правки круга на качество шлифованных поверхностей в условиях автоматизированного производства // Вектор науки Тольяттинского государственного университета. 2010. № 3. С. 101–105.
11. Yanga Z., Zhang S., Zhang Z., Zhang Y., Hu J., Li K., Zhao B., Zhang Y. Experimental research on laser-ultrasonic vibration synergic dressing of diamond wheel //

- Journal of Materials Processing Technology. 2019. Vol. 269. P. 182–189.
12. Wegener K., Hoffmeister H.W., Karpuschewski B., Kuster F., Hahmann W.C., Rabiey M. Conditioning and monitoring of grinding wheels // *CIRP Annals – Manufacturing Technology*. 2011. Vol. 60. № 2. P. 757–777.
 13. Berlyaev B.V. The Effect of Ultrasonic Wheel Dressing on the Grinding Process // *Machines & Tooling Melton Mowbray*. 1978. Vol. 49. № 11. P. 53–54.
 14. Tawakoli T., Westkaemper E., Rasifard A. Ultrasonic Assisted Dressing of Vitrified CBN Grinding Wheel // *40th CIRP International Seminar on Manufacturing Systems*. Liverpool: Liverpool University, 2007. P. 121–125.
 15. Киселев Е.С. Интенсификация процессов механической обработки рациональным использованием энергии ультразвукового поля. Ульяновск: УлГТУ, 2003. 186 с.
 16. Малышев В.И., Мурашкин С.В., Селиванов А.С. Ультразвуковая правка, как средство повышения эффективности шлифования в условиях массового производства // *Сборник научных трудов SWorld*. 2012. Т. 7. № 3. С. 52–60.
 17. Малышев В.И., Мурашкин С.В. Определение количества объёмно-разрушаемых абразивных зёрен шлифовального круга при ультразвуковой правке // *Вектор науки Тольяттинского государственного университета*. 2011. № 3. С. 60–65.
 18. Григорян М.А. Разрушение зёрен, взаимодействующих абразивных инструментов при правке // *Машиностроитель*. 2007. № 6. С. 30–34.
 19. Fedoseev O.B. The Effect of Noise on Grinding Cycles // *Journal of Engineering for Industry*. 1991. Vol. 113. № 4. P. 474–476.
 20. Schwarz K.E. Zerspanungsvorgauge und Schleifergebnis beim Abrichten von Grinding // *Journal of Manufacturing Science and Engineering*. 2001. Vol. 123. P. 319–324.
 6. Korchak S.N. *Proizvoditelnost protsessa shlifovaniya stalnykh detaley* [Productivity of process of grinding of steel details]. Moscow, Mashinostroenie Publ., 1974. 275 p.
 7. Malkin S., *Grinding Technology: Theory and Applications of Machining with Abrasives*. New York, John Wiley & Sons Publ., 1989. 290 p.
 8. Malkin S., Guo C. *Grinding Technology. Theory and application of machining with abrasives*. 2nd ed. New York, Industrial Press Publ., 2008. 372 p.
 9. Bogachev Yu.Yu., Babenko M.G. Study of the resistance of the working surface of the grinding wheel and dressing diamond tool. *Vestnik Permskogo natsionalnogo issledovatel'skogo politekhnicheskogo universiteta. Mashinostroenie, materialovedenie*, 2015, vol. 17, no. 2, pp. 21–29.
 10. Malyshev V.I., Murashkin S.V., Popov A.N. Effect of ultrasound on edit the terms of quality polished surfaces under automated production. *Vektor nauki Tolyattinskogo gosudarstvennogo universiteta*, 2010, no. 3, pp. 101–105.
 11. Yanga Z., Zhang S., Zhang Z., Zhang Y., Hu J., Li K., Zhao B., Zhang Y. Experimental research on laser-ultrasonic vibration synergic dressing of diamond wheel. *Journal of Materials Processing Technology*, 2019, vol. 269, pp. 182–189.
 12. Wegener K., Hoffmeister H.W., Karpuschewski B., Kuster F., Hahmann W.C., Rabiey M. Conditioning and monitoring of grinding wheels. *CIRP Annals – Manufacturing Technology*, 2011, vol. 60, no. 2, pp. 757–777.
 13. Berlyaev B.V. The Effect of Ultrasonic Wheel Dressing on the Grinding Process. *Machines & Tooling Melton Mowbray*, 1978, vol. 49, no. 11, pp. 53–54.
 14. Tawakoli T., Westkaemper E., Rasifard A. Ultrasonic Assisted Dressing of Vitrified CBN Grinding Wheel. *40th CIRP International Seminar on Manufacturing Systems*. Liverpool, Liverpool University Publ., 2007, pp. 121–125.
 15. Kiselev E.S. *Intensifikatsiya protsessov mekhanicheskoy obrabotki ratsionalnym ispolzovaniem energii ultrazvukovogo polya* [Intensification of the processes of mechanical treatment using the efficient use of ultrasonic field energy]. Ulyanovsk, UIGTU Publ., 2003. 186 p.
 16. Malyshev V.I., Murashkin S.V., Selivanov A.S. Ultrasonic dressing of the grinding circle, as means of increase of efficiency of grinding in the conditions of mass production. *Sbornik nauchnykh trudov SWorld*, 2012, vol. 7, no. 3, pp. 52–60.
 17. Malyshev V.I., Murashkin S.V. Definition of quantity volume-destroyed abrasive grains of the grinding circle at to ultrasonic editing. *Vektor nauki Tolyattinskogo gosudarstvennogo universiteta*, 2011, no. 3, pp. 60–65.
 18. Grigoryan M.A. The destruction of grains of interacting abrasive tools during dressing. *Mashinostroitel*, 2007, no. 6, pp. 30–34.
 19. Fedoseev O.B. The Effect of Noise on Grinding Cycles. *Journal of Engineering for Industry*, 1991, vol. 113, no. 4, pp. 474–476.
 20. Schwarz K.E. Zerspanungsvorgauge und Schleifergebnis beim Abrichten von Grinding. *Journal of Manufacturing Science and Engineering*, 2001, vol. 123, pp. 319–324.

REFERENCES

1. Hashimoto F., Gallego I., Oliveira J.F.G., Barrenetxea D., Takahashi M., Sakakibara K., Stafelt H.D., Staadt G., Ogawa K. Advances in centerless grinding technology. *CIRP Annals – Manufacturing Technology*, 2012, vol. 61, no. 2, pp. 747–770.
2. Wegener K., Bleicher F., Krajnik P., Hoffmeister H.W., Brecher C. Recent developments in grinding machines. *CIRP Annals – Manufacturing Technology*, 2017, vol. 66, no. 2, pp. 779–802.
3. Zhanga Y.Z., Xu X.P. Influence of surface topography evolution of grinding wheel on the optimal material removal rate in grinding process of cemented carbide. *International Journal of Refractory Metals and Hard Materials*, 2019, vol. 80, pp. 130–143.
4. Palmer J., Ghadbeigi H., Novovic D., Curtis D. An experimental study of the effects of dressing parameters on the topography of grinding wheels during roller dressing. *Journal of Manufacturing Processes*, 2018, vol. 31, pp. 348–355.
5. Kadivara M., Azarhoushang B., Shamaray S., Krajnik R. The effect of dressing parameters on micro-grinding of titanium alloy. *Precision Engineering*, 2018, vol. 51, pp. 176–185.

**KEY ASPECTS OF INFLUENCE OF ULTRASONIC VIBRATIONS OF A DRESSING TOOL
ON THE EFFICIENCY OF THE PROCESS OF WHEEL DRESSING**

© 2019

S.V. Murashkin, PhD (Engineering), Associate Professor,
assistant professor of Chair “Nanotechnologies, Material Science and Mechanics”

A.S. Selivanov, PhD (Engineering), Associate Professor,
Deputy Rector – Director of Mechanical Engineering Institute

V.I. Malyshev, PhD (Engineering), Professor
Togliatti State University, Togliatti (Russia)

Keywords: ultrasonic wheel dressing; abrasive grains; microchips; dressing force; dressing tool wear; wheel working surface texture.

Abstract: The authors developed the technique of the study of influence of axial ultrasonic vibrations of a core diamond dressing tool (DT) in the process of dressing of a grinding wheel: on the normal component P_y of dressing force, on the wear of the dressing tool diamonds, on the formation of the wheel working surface texture (WWS). The WWS texture parameters were studied by the following methods: sensing on a profile recording instrument using a diamond stylus (parameters are the bearing length ratio t_p at the fixed level p and the mean pitch between grains); optical microscopy using the MBS-2 microscope (parameters are the bearing surface ratio η of a grinding wheel). In parallel, the authors carried out the fractographic study of the WWS texture using the *LEO 1455VP* scanning electron microscope.

The study shows that in the condition of ultrasonic dressing (UD) of a wheel, the DT wear slightly influences the changes in the bearing surface ratio η of the WWS texture. Therefore, the ultrasonic dressing can ensure higher stability of cutting power of a wheel and the DT can work up to wear-out.

The authors give recommendations on the selection of the ultrasonic dressing parameters:

1. It is recommended to select the oscillation frequency from the frequencies specified by the State All-Union standard 16165-80: (18±1.26) kHz; (22±1.54) kHz; (44±3.08) kHz; (66±4.62) kHz.

2. It is impractical to specify the DT amplitude of forced oscillations A higher than 15...20 micron.

3. When selecting the dressing depth t_n it is necessary to consider the condition of mandatory intermittent interruption of contact of DT with WWS according to the inequality: $0 \leq t_n \leq 2A$.

ОПРЕДЕЛЕНИЕ НАГРУЗОК ДЛЯ ПРОЧНОСТНЫХ РАСЧЕТОВ УЗЛОВ КРЕПЛЕНИЯ ПРИБОРОВ И АГРЕГАТОВ КОСМИЧЕСКОГО АППАРАТА НА АКТИВНОМ УЧАСТКЕ ПОЛЕТА

© 2019

А.А. Попков, магистрант кафедры космического машиностроения*В.А. Филатов*, кандидат технических наук, доцент кафедры космического машиностроения*А.Г. Филипов*, аспирант кафедры автоматических систем энергетических установок*Самарский национальный исследовательский университет имени академика С.П. Королева, Самара (Россия)*

Ключевые слова: космический аппарат; расчетный случай нагружения; вибропрочность; конечно-элементная модель; динамический анализ; анализ переходного процесса; коэффициент демпфирования.

Аннотация: В статье приведена методика исследования нагрузок на установки гироскопов системы управления движением космического аппарата на участке полета в составе ракеты космического назначения. Задача относится к типу вибропрочностных и решается в основном для навесного оборудования, которое крепится к корпусу изделия. У космических аппаратов это могут быть механизмы, антенны, замки, пирозаряды, электроприводы, передатчики телеметрии, приборы и агрегаты. Помимо вышеперечисленного, объектом рассмотрения также могут выступать элементы крепления оборудования: фитинги, посадочные плоскости, кронштейны, фланцы.

Цель работы – описание расчета нагрузок (динамический анализ) для бортовой аппаратуры космического аппарата на участке полета в составе ракеты космического назначения. Значения нагрузок необходимы для прочностных расчетов, результаты которых учитываются при проектировании креплений приборов и агрегатов, а также при составлении конструкции и компоновки изделий ракетно-космической техники.

В качестве примера расчета выбраны гироскопы системы управления движением малого космического аппарата «АИСТ-2Д», случай нагружения – «максимальный скоростной напор». Для определения значений нагрузок на основе исходных данных построена конечно-элементная модель установок. Построение модели проводится в программе интерактивного создания и сопровождения Femap. Решателем является NX Nastran, с помощью которого выполняется динамический анализ конструкции – анализ переходного процесса.

В результате решения на основе полученных данных показано изменение по времени характерных параметров нагружения – ускорений. Эксплуатационные перегрузки, действующие на установки гироскопов в каждом из направлений прямоугольной системы координат, получены из графиков ускорений путем деления на ускорение свободного падения. Проведено сравнение расчетных и экспериментальных данных. Для удобства оценки характеристик, значения показаны для одного из четырех гироскопов, установленных в модуле служебных систем космического аппарата.

ВВЕДЕНИЕ

Космический аппарат состоит из целевой (научной) аппаратуры, бортовых (служебных) систем. Иногда бортовые системы называют платформой.

Состав целевой аппаратуры зависит от назначения космического аппарата (связь, навигация, геодезия). Бортовые системы нужны для обеспечения функционирования аппарата с момента отделения от ракеты-носителя до завершения программы полета. Например, в состав любой бортовой системы входит система управления движением (ориентация и траектория движения) [1]. В системах управления движением широко применяются находят гироскопы. Гироскопы представляют собой навесное оборудование, которое крепится к корпусу, наряду с приборами и агрегатами других систем летательного аппарата [2].

Аппаратура летательных аппаратов в процессе эксплуатации подвергается значительным механическим воздействиям – вибрации, ударным и линейным нагрузкам, вызывающим большие механические напряжения, значительные деформации в отдельных элементах конструкции, что может привести к нарушению нормального режима работы аппаратуры или выходу ее из строя. При воздействии вибрационных нагрузок характерными отказами изделий космической техники являются: разрушение сварных и паяных соединений, усталостные трещины, ослабление болтовых соединений, разрушение конструкции вследствие недостаточной прочности.

Для контроля уровня ускорений, реализующегося в узлах конструкции, используют различные системы инженерного анализа (программы конечно-элементного моделирования). Они помогают оценить, как поведет себя то или иное изделие в реальных условиях эксплуатации [3; 4]. Для решения конкретной инженерной задачи необходимо определить тип динамического анализа.

Динамические анализы конструкций можно разделить на несколько видов. Наиболее часто используемые: анализ собственных форм колебаний, анализ переходных процессов, анализ спектра отклика на ударную нагрузку, линейный гармонический анализ. С помощью них можно получить значения ускорений или перегрузок в узлах конечно-элементной модели исследуемого объекта. Эти данные необходимы для расчетов на прочность элементов конструкций космических аппаратов, ракет-носителей, блоков выведения, модулей Международной космической станции и других изделий ракетно-космической техники [5].

Цель работы – описание расчета нагрузок (динамический анализ) для бортовой аппаратуры космического аппарата на участке полета в составе ракеты космического назначения.

ИСХОДНЫЕ ДАННЫЕ

Рассмотрим гироскопы системы управления движением малого космического аппарата «АИСТ-2Д» [6]. Конструктивно система гироскопов представляет собой

четыре установки, которые крепятся на корпусе аппарата в агрегатном отсеке (рис. 1). Под установкой здесь понимается система «маховик – кронштейн». Масса каждого маховика гироскопа составляет 4,6 кг.

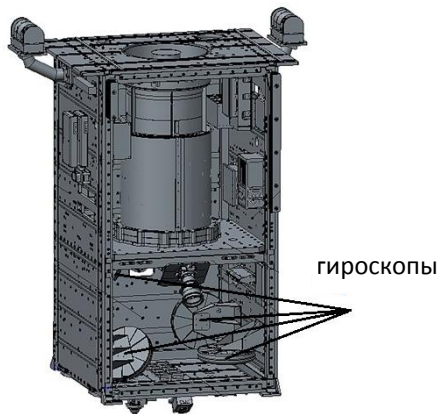


Рис. 1. Модель космического аппарата с установленными гироскопами

Расчетный случай нагружения (момент времени, в который объект испытывает наиболее опасное действие внешних возмущающих факторов) – «максимальный скоростной напор». Конструкция испытывает воздействие в виде вибраций, передающихся аппарату от ракеты-носителя. Обычно эти воздействия называют «входные процессы» (рис. 2). Данные графики описывают реакцию ракеты-носителя на движение в плотных слоях атмосферы.

ПОСТРОЕНИЕ МОДЕЛИ

Построение расчетной модели проводится в программном комплексе Femap with NX Nastran. Это программное обеспечение выполняет многообразную работу по анализу напряжений, деформаций, ускорений, усилий и прочих характеристик. Препроцессор и пост-процессор Femap выполняет функции создания геометрии, аппроксимации геометрии конечными элементами, импорта данных, а также просмотра и анализа результатов решения. NX Nastran является «решателем» [7].

На рис. 3 демонстрируется созданная конечно-элементная модель установки, имитирующей гироскоп.

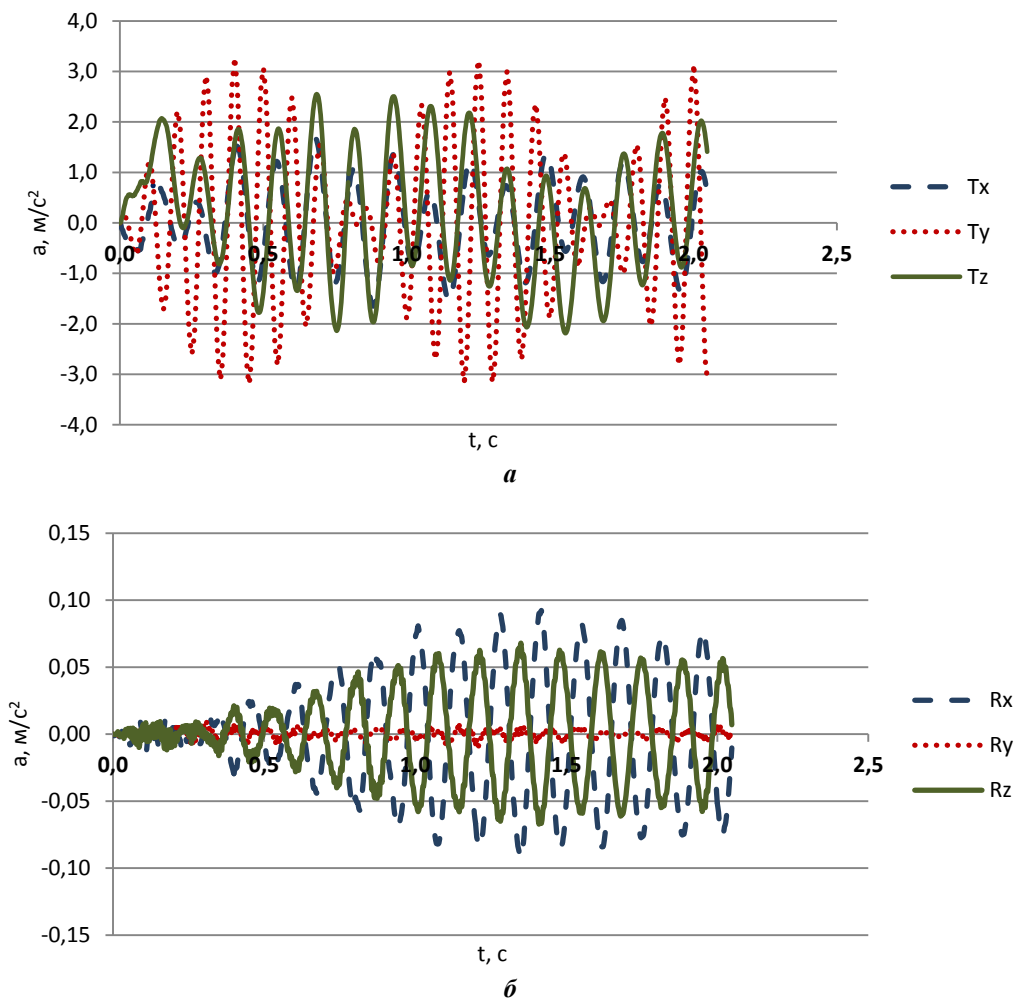


Рис. 2. Входные процессы в случае нагружения – «максимальный скоростной напор»: а – T_x – линейное ускорение вдоль оси X; T_y – линейное ускорение вдоль оси Y; T_z – линейное ускорение вдоль оси Z; б – R_x – угловое ускорение относительно оси X; R_y – угловое ускорение относительно оси Y; R_z – угловое ускорение относительно оси Z

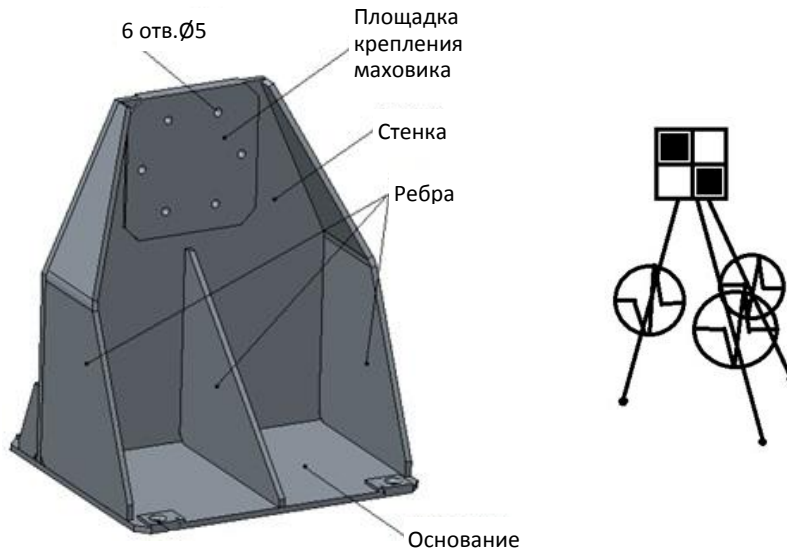


Рис. 3. Моделирование кронштейна гироскопа

Она помещается в модель всего космического аппарата и обладает характеристиками реальной установки. Маховики и кронштейны моделируются соответственно элементами типа Mass (в программе задается как матрица масс), CBUSH [8; 9].

CBUSH – комбинированный упругодемпфирующий элемент, связывающий два узла по шести степеням свободы. Реакция элемента может зависеть от взаимного смещения узлов по поступательным и угловым перемещениям и от относительных скоростей узлов по поступательным и угловым степеням свободы. Свойства элемента могут быть заданы либо линейными, либо нелинейными, либо зависящими от частоты. Обычно таким элементом моделируют упругие свойства и свойства вязкого демпфирования. В нашем случае данным элементом смоделированы кронштейны установок, имеющие жесткости, соответствующие таблице 1.

Таблица 1. Жесткость кронштейна

Направление	X	Y	Z
Жесткость кронштейна установки гироскопа, Н/мм	205 281	347 203	144 965

Закрепление модели сводится к абсолютно жесткому креплению узла, который соединен с силовой конструкцией посредством элементов RBE2 (RBE2 – rigid-элемент, обеспечивающий моделирование жестких связей между узлами конечно-элементной модели). К этому же узлу прикладываются входные процессы, приходящие от корпуса ракеты-носителя через переходный отсек и адаптер. Входные временные процессы прикладываются одновременно по всем шести степеням свободы. Они представляют собой линейные и угловые ускорения по каждому из направлений прямоугольной системы координат: X, Y, Z.

МЕТОДИКА РАСЧЕТА И ОБЪЕКТ ИССЛЕДОВАНИЯ

Для решения данной задачи выбран анализ переходного процесса, так как рассматриваются вынужденные колебания и исследуется сравнительно короткий промежуток времени, когда движение не является установившимся.

Под переходным процессом понимается отклик конструкции на произвольное динамическое воздействие на начальном отрезке времени, когда движение не является установившимся и складывается из собственных колебаний конструкции, вызванных изменением начальных условий и приложенными нагрузками, и развивающегося вынужденного движения. С течением времени собственные колебания конструкции под действием сил демпфирования затухают (уменьшается амплитуда колебаний), и остается установившееся вынужденное движение системы [10; 11].

Перед тем как запустить программу на расчет, необходимо ввести параметры динамического анализа. Коэффициент демпфирования (конструкционный декремент) принят равным 0,1. Это число определяется нормативно-технической документацией организации-производителя, длина шага интегрирования – 0,001 (так как процесс достаточно быстрый, необходимо сделать как можно больше шагов для высокой точности вычислений), число шагов – 2000. Таким образом, временной промежуток 2 секунды разбивается на 2000 шагов, каждый из которых длиной 0,001.

Для понимания работы программы-решателя рассмотрим простейшую механическую систему с одной степенью свободы (рис. 4).

Общее уравнение движения системы:

$$[M]\{\ddot{u}\} + [C]\{\dot{u}\} + [K]\{u\} = \{R\},$$

где $[M]$ – матрица масс;

$[C]$ – матрица демпфирования; $[K]$ – матрица жесткости;

$\{R\}$ – известный вектор внешней нагрузки, зависящей от времени.

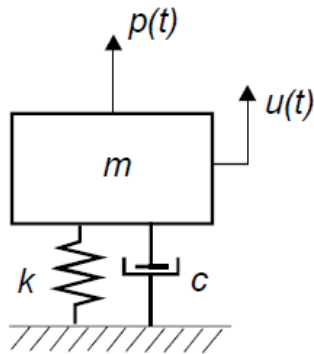


Рис. 4. Колебательная система с одной степенью свободы

Решение уравнения, т. е. получение величин перемещений, скоростей, ускорений, напряжений как функций от времени, является предметом динамического анализа. В нашем случае программа вычисляет ускорения узлов конечно-элементной модели.

Полученные по результатам анализа ускорения на временном промежутке приведены на рис. 5–7. Эти данные соответствуют одному из четырех гироскопов. Для остальных установок проводятся аналогичные операции.

Методы оценки нагрузок подразделяются на расчетные и экспериментальные. Расчетные методы основаны на различных упрощениях ввиду сложности конструкции, поэтому могут приводить к значительным погрешностям на различных этапах изготовления или в процессе эксплуатации. В связи с этим для объективной оценки предпочтительно использование экспериментальных методов наряду с расчетными [12–14].

АНАЛИЗ РЕЗУЛЬТАТОВ ИССЛЕДОВАНИЯ

На рис. 5–7 представлены графики, демонстрирующие результаты расчета совместно с экспериментальными полученными при наземной экспериментальной обработке изделия. Экспериментальные данные соответствуют научно-техническому отчету испытаний, которые проводились учеными Самарского национального исследовательского университета имени академика С.П. Королева совместно со специалистами АО «РКЦ «Прогресс». Наземной экспериментальной обработке подвергался динамический макет космического аппарата, отличающийся от летного изделия опытно-технологического малого космического аппарата «АИСТ-2Д» наличием габаритных массово-центровочных макетов вместо штатных приборов [15; 16].

Основная цель испытаний на вибропрочность – определение способности изделия противостоять разрушающему действию вибрации, кроме того, способности бортовой аппаратуры сохранять свою работоспособность, поддерживая определенные параметры конструкции в заданных пределах. Эти пределы устанавливаются на основе требований, предъявляемых научно-технической документацией на данный тип изделия.

Анализируя представленные на рис. 5–7 графики, можно обратить внимание на незначительное расхождение экспериментальных и расчетных данных. Это объясняется тем, что при расчетах была упрощена модель объекта исследования. Если же усложнить расчетную динамическую модель, можно добиться более точных результатов, но при этом увеличится продолжительность решения задачи.

При испытаниях опытного образца необходимо учитывать множество факторов, искажающих действительные значения рассматриваемых величин, например влияние испытательной оснастки, точность конструкции изделия и другие [17; 18]. Для учета всех этих факторов существует коэффициент квалификации, который определяется нормативной документацией организации-изготовителя.

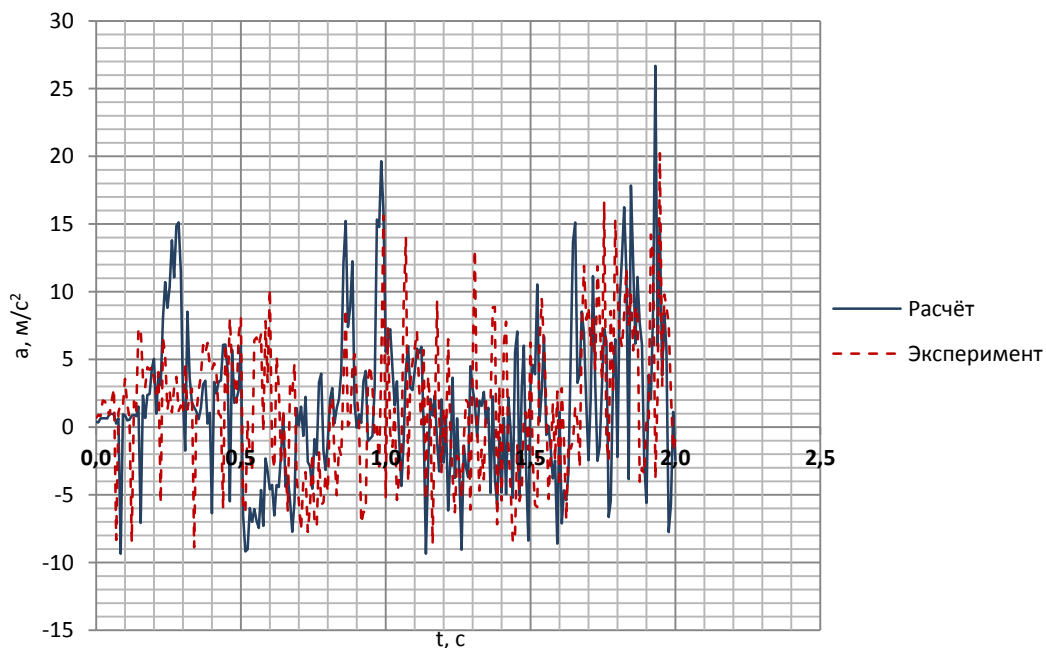


Рис. 5. График ускорений установки гироскопа по оси X

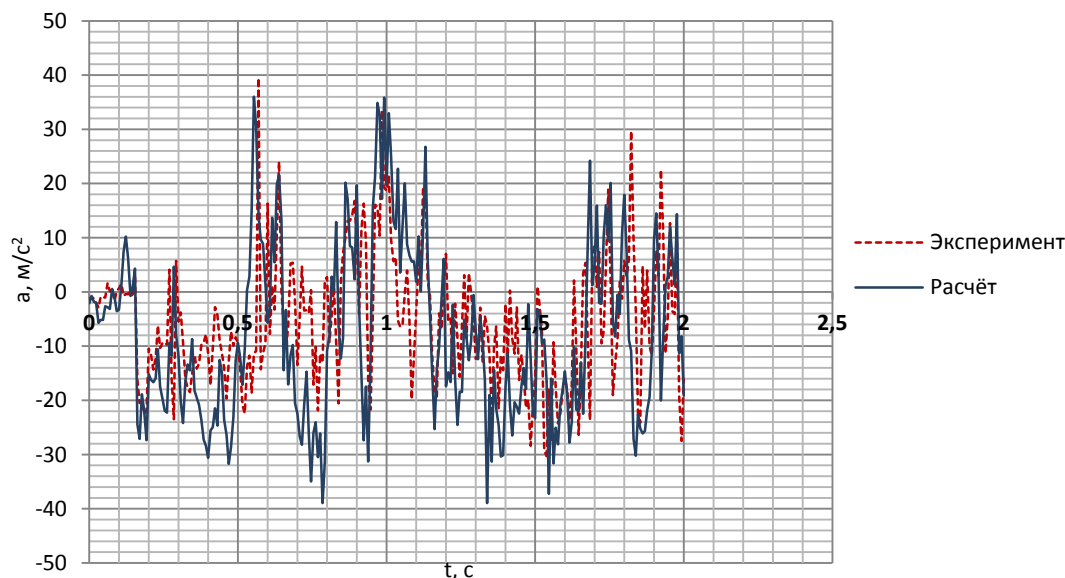


Рис. 6. График ускорений установки гироскопа по оси Y

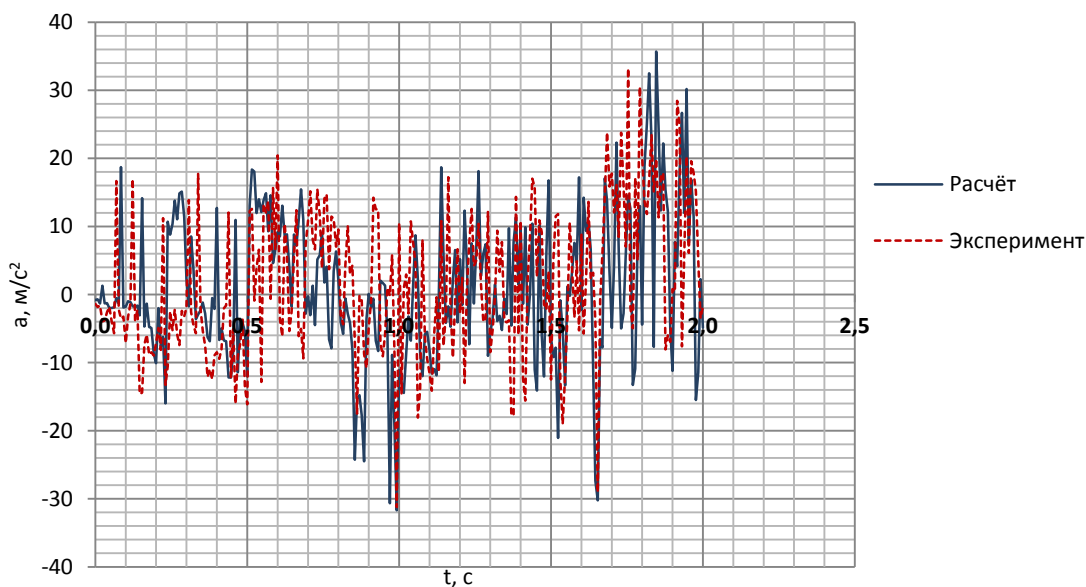


Рис. 7. График ускорений установки гироскопа по оси Z

В нашем случае погрешность расхождения результатов приемлемая.

Нагрузка может быть представлена как значениями усилий, так и значениями ускорений или перегрузок.

Из полученных ускорений можно легко получить значения перегрузки (n). Перегрузка – это безразмерная величина, определяемая отношением абсолютной величины линейного ускорения, вызванного негравитационными силами, к ускорению свободного падения на поверхности Земли. Значения таблицы 2 получены из максимальных значений графиков (рис. 5–7) путем деления на $9,81 \text{ м/с}^2$ [19].

Динамическая перегрузка характеризует скорость изменения действующей силы (инерции) и является дополнительной характеристикой гармонических вибраций, с помощью которой можно сравнивать режимы вибрационных нагрузок. Следует отметить, что в таб-

лице 2 представлены динамические составляющие перегрузки, т. е. значения имеют знак «±» и действуют в центре масс установки [20].

Таблица 2. Нагрузки на установку гироскопа малого космического аппарата «АИСТ-2Д»

Составляющая перегрузки	n_x	n_y	n_z
Случай нагружения – «максимальный скоростной напор»	2,8	4,0	3,5

ОСНОВНЫЕ РЕЗУЛЬТАТЫ И ВЫВОДЫ

Проведен динамический расчет установок гироскопов на участке полета малого космического аппарата «АИСТ-2Д» в составе ракеты космического назначения

для случая нагружения – «максимальный скоростной напор». В результате получена картина распределения ускорений на временном промежутке.

Разработана методика расчета нагрузок на бортовую аппаратуру летательного аппарата в программном комплексе Femap with NX Nastran. Приведенный в работе метод можно использовать для расчета нагрузок на установки приборов и агрегатов не только космического аппарата, но и транспортно-пилотируемых космических кораблей, блоков выведения, орбитальных станций, составных частей ракет-носителей, боевых ракет.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Чеботарев В.Е., Фатеев А.В. Особенности ориентации навигационных космических аппаратов // Космические аппараты и технологии. 2018. Т. 2. № 2. С. 84–88.
2. Зимин И.И., Валов М.В., Чеботарев В.Е. Принципы субмодульного построения унифицированной космической платформы // Исследования наукограда. 2017. Т. 1. № 4. С. 161–165.
3. Деменко О.Г., Бирюков А.С. Особенности обработки ударной прочности десантного модуля космического аппарата (межпланетной станции) «ЭкзоМарс-2020» // Вестник НПО имени С.А. Лавочкина. 2018. № 2. С. 71–77.
4. Park T.Y., Jeon S.H., Kim S.J., Jung S.H., Oh H.U. Experimental Validation of Fatigue Life of CCGA 624 Package with Initial Contact Pressure of Thermal Gap Pads under Random Vibration Excitation // International Journal of Aerospace Engineering. 2018. Vol. 2018. Article number 2697516.
5. Микрин Е.А. Перспективы развития отечественной пилотируемой космонавтики (к 110-летию со дня рождения С.П. Королева) // Космическая техника и технологии. 2017. № 1. С. 5–11.
6. Кирилин А.Н., Ахметов Р.Н., Шахматов Е.В., Ткаченко С.И., Бакланов А.И., Салмин В.В., Семкин Н.Д., Ткаченко И.С., Горячкин О.В. Опытнотехно-логический малый космический аппарат «АИСТ-2Д». Самара: Самарский научный центр РАН, 2017. 324 с.
7. Ермаков Д.А. Методическое обеспечение решения математических моделей // Молодой ученый. 2018. № 8. С. 15–17.
8. Курочкина И.В., Милохова В.И., Мокшанова Р.А., Воронкова Г.В. Решение пространственных стержневых систем с большими перемещениями узлов методом конечных элементов в смешанной форме // Международный научно-исследовательский журнал. 2017. № 7-3. С. 45–50.
9. Zhang H.-M., Shang D.-G., Lv S. FES of the effect of free vibration treatment on fatigue damage recovery for notched copper film // MATEC Web of Conferences. 2018. Vol. 165. Article number 14008.
10. Попков А.А., Филатов В.А., Филипов А.Г. Методика расчета нагрузок для установок бортовой аппаратуры космического аппарата // Современные научные исследования и разработки. 2018. № 12. С. 722–727.
11. Kyi A.M., Htwe E.E., Maung W.P. Transient Response Analysis and Modelling of Elevating Screw for Radial Drilling Machine // International Journal of Scientific and Research Publications. 2018. Vol. 8. № 10. P. 683–691.
12. Лосев Н.Н., Головков В.В., Киндяков Д.Г., Уланов Р.О., Трунов К.А. Универсальный стенд сборки и испытаний аппаратуры бортового информационно-навигационного комплекса космического аппарата «ГЛОНАСС-К2» // Космические аппараты и технологии. 2018. Т. 2. № 3. С. 175–179.
13. Безмозгий И.М., Бобылев С.С., Софинский А.Н., Чернягин А.Г. Нагружение и прочность конструкций транспортного космического корабля при воздействии отсечки тяги двигателя третьей ступени ракеты-носителя // Космическая техника и технологии. 2017. № 2. С. 63–79.
14. Вострухин А.А., Головин Д.В., Козырев А.С., Литвак М.Л., Малахов А.В., Митрофанов И.Г., Мокроусов М.И., Томилина Т.М., Гребенников А.С., Лактионова М.М., Бахтин Б.Н. Микрофонный эффект в сцинтилляционном гамма-спектрометре в условиях вибрационных воздействий на борту космического аппарата // Космическая техника и технологии. 2017. № 1. С. 82–88.
15. Иголкин А.А., Сафин А.И., Филипов А.Г. Модальный анализ динамического макета малого космического аппарата «АИСТ-2Д» // Вестник Самарского университета. Аэрокосмическая техника, технологии и машиностроение. 2018. Т. 17. № 2. С. 100–108.
16. Межин В.С., Обухов В.В. Разработка и экспериментальное подтверждение динамической конечноэлементной модели Солнечной батареи в конфигурации участка выведения, учитывающей влияние воздушной среды // Космическая техника и технологии. 2018. № 1. С. 98–108.
17. Аверсьев А.С., Бобылев С.С., Фалин К.А. Процедура проведения уточненной верификации подробных конечноэлементных моделей конструкций ракетно-космической техники для анализа динамических нагрузений в полете на примере транспортного грузового корабля «Прогресс МС» // Космическая техника и технологии. 2018. № 1. С. 40–53.
18. Седельников А.В., Пузин Ю.Я., Филиппов А.С. Методика летной эксплуатации программно-аппаратных средств контроля параметров вращательного движения малых космических аппаратов серии «АИСТ» // Авиационно-ракетное и энергетическое машиностроение. 2018. Т. 2. № 3. С. 35–42.
19. Доросинский А.Ю., Герасимов О.Н., Артамонов Д.В. Влияние ударных нагрузок на конструкционные материалы и проволочные резисторы // Надежность и качество сложных систем. 2017. № 3. С. 33–36.
20. Герасимов О.Н., Доросинский А.Ю., Березин М.Н. Исследование влияния воздействия вибрационных нагрузок на конструкционные материалы изделий электронной техники // Надежность и качество сложных систем. 2017. № 3. С. 37–42.

REFERENCES

1. Chebotarev V.E., Fateev A.V. Features of orientation of navigating spacecrafts. *Kosmicheskie apparaty i tehnologii*, 2018, vol. 2, no. 2, pp. 84–88.
2. Zimin I.I., Valov M.V., Chebotarev V.E. The principles of submodular design of the unified space platform.

- Issledovaniya naukoigrada*, 2017, vol. 1, no. 4, pp. 161–165.
3. Demenko O.G., Biryukov A.S. Special features of verification for EXOMARS-2020 Spacecraft Composite Descent Module shock strength. *Vestnik NPO imeni S.A. Lavochkina*, 2018, no. 2, pp. 71–77.
 4. Park T.Y., Jeon S.H., Kim S.J., Jung S.H., Oh H.U. Experimental Validation of Fatigue Life of CCGA 624 Package with Initial Contact Pressure of Thermal Gap Pads under Random Vibration Excitation. *International Journal of Aerospace Engineering*, 2018, vol. 2018, article number 2697516.
 5. Mikrin E.A. Outlook for our country's manned spaceflight development (to mark the 110th anniversary of S.P. Korolev). *Kosmicheskaya tekhnika i tekhnologii*, 2017, no. 1, pp. 5–11.
 6. Kirilin A.N., Akhmetov R.N., Shakhmatov E.V., Tkachenko S.I., Baklanov A.I., Salmin V.V., Semkin N.D., Tkachenko I.S., Goryachkin O.V. *Opytno-tekhnologicheskii malyy kosmicheskii apparat "AIST-2D"* [Experimental and technological small spacecraft "AIST-2D"]. Samara, Samarskiy nauchnyy tsentr RAN Publ., 2017. 324 p.
 7. Ermakov D.A. Methodological support of the solution of mathematical problems. *Molodoy uchenyy*, 2018, no. 8, pp. 15–17.
 8. Kurochkina I.V., Milokhova V.I., Mokshanova R.A., Voronkova G.V. Solution of spatial frame structure with large node displacements by finite elements method in a mixed form. *Mezhdunarodnyy nauchno-issledovatel'skiy zhurnal*, 2017, no. 7-3, pp. 45–50.
 9. Zhang H.-M., Shang D.-G., Lv S. FES of the effect of free vibration treatment on fatigue damage recovery for notched copper film. *MATEC Web of Conferences*, 2018, vol. 165, article number 14008.
 10. Popkov A.A., Filatov V.A., Filipov A.G. The method of calculation of loads for installations on-board equipment of the spacecraft. *Sovremennyye nauchnyye issledovaniya i razrabotki*, 2018, no. 12, pp. 722–727.
 11. Kyi A.M., Htwe E.E., Maung W.P. Transient Response Analysis and Modelling of Elevating Screw for Radial Drilling Machine. *International Journal of Scientific and Research Publications*, 2018, vol. 8, no. 10, pp. 683–691.
 12. Losev N.N., Golovkov V.V., Kindyakov D.G., Ulanov R.O., Trunov K.A. Universal stand Assembly and testing of equipment on-board information and navigation system of the spacecraft "GLONASS-K2". *Kosmicheskie apparaty i tekhnologii*, 2018, vol. 2, no. 3, pp. 175–179.
 13. Bezmozgiy I.M., Bobilev S.S., Sofinskiy A.N., Chernyagin A.G. The effect of thrust cut-off the third stage of the launch vehicle on the loading and strength of the transport cargo vehicle structure. *Kosmicheskaya tekhnika i tekhnologii*, 2017, no. 2, pp. 63–79.
 14. Vostrukhin A.A., Golovin D.V., Kozyrev A.S., Litvak M.L., Malakhov A.V., Mitrofanov I.G., Mokrousov M.I., Tomilina T.M., Grebennikov A.S., Laktionova M.M., Bakhtin B.N. Microphonics in scintillation gamma-spectrometer in vibration environment onboard spacecraft. *Kosmicheskaya tekhnika i tekhnologii*, 2017, no. 1, pp. 82–88.
 15. Igolkin A.A., Safin A.I., Filipov A.G. Modal analysis of the dynamic mockup of "AIST-2d" small spacecraft. *Vestnik Samarskogo universiteta. Aerokosmicheskaya tekhnika, tekhnologii i mashinostroenie*, 2018, vol. 17, no. 2, pp. 100–108.
 16. Mezhin V.S., Obukhov V.V. The development and experimental verification of solar array in folded configuration dynamic finite element model with taking into account an air environment. *Kosmicheskaya tekhnika i tekhnologii*, 2018, no. 1, pp. 98–108.
 17. Avershev A.S., Bobilev S.S., Falin K.A. The updated verification procedure of detailed finite element structural models of rocket-space technology for analysis of dynamic loading in flight by the example of the Progress MS cargo transport vehicle. *Kosmicheskaya tekhnika i tekhnologii*, 2018, no. 1, pp. 40–53.
 18. Sedelnikov A.V., Puzin Yu.Ya., Filippov A.S. Method of flight operation of software and hardware for controlling parameters of the rotational motion of small spacecraft of the AIST series. *Aviatsionno-raketnoe i energeticheskoe mashinostroenie*, 2018, vol. 2, no. 3, pp. 35–42.
 19. Dorosinskiy A.Yu., Gerasimov O.N., Artamonov D.V. The Influence of shock loading on structural materials and wire wound resistors. *Nadezhnost i kachestvo slozhnykh system*, 2017, no. 3, pp. 33–36.
 20. Gerasimov O.N., Dorosinskiy A.Yu., Berezin M.N. Study of the effect of the action of vibration loads on the structural materials of electronic devices. *Nadezhnost i kachestvo slozhnykh system*, 2017, no. 3, pp. 37–42.

DETERMINATION OF LOADS FOR STRENGTH CALCULATIONS OF THE ATTACHMENT FITTINGS OF THE DEVICES AND ASSEMBLIES OF A SPACECRAFT IN A POWERED FLIGHT

© 2019

A.A. Popkov, graduate student of Chair of Space Engineering
V.A. Filatov, PhD (Engineering), assistant professor of Chair of Space Engineering
A.G. Filipov, postgraduate student of Chair of Power Plants Automatic Systems
Academician S.P. Korolev Samara State National Research University, Samara (Russia)

Keywords: spacecraft; calculated load case; vibration resistance; finite element model; dynamic analysis; transient analysis; damping coefficient.

Abstract: The paper presents the technique of the study of the loads on the gyroscopes of the spacecraft motion control system in the flight segment as a part of a space rocket. This problem is a problem of vibration resistance and is solved mainly for the attachments, which is mounted to the body of a vehicle. These attachments can be the mechanisms, antennas, locks, explosive charges, electrical actuators, telemetry transmitters, devices, and assemblies of a spacecraft. In addition to the above mentioned the elements of fastening equipment: fittings, landing planes, brackets, and flanges may be an object of consideration as well.

The goal of the study is the description of the calculation of the loads (dynamic analysis) for the onboard equipment of a spacecraft in the flight segment as a part of a space rocket. The load values are necessary for strength calculations, the results of which are considered when designing the fixtures for the devices and units, as well as when designing and configuring the devices of rocket and space technology.

As an example of calculation, the authors chose the gyroscopes of the motion control system of small spacecraft "AIST-2D", the load case was "the max-q". Based on the initial data, the authors constructed a finite element model (FEM) of the plants to determine the loading values. The model is constructed in the FEMAP software program for interactive creation and maintenance. NX NASTRAN is the solver that is used to carry out the dynamic analysis of the structure – the transient analysis.

As a result of the solution, based on the data obtained, the time change of characteristic parameters of loading – accelerations – is shown. Operational overloads influencing the gyroscope assemblies in each direction of the rectangular coordinate system are obtained from the acceleration graphs by dividing by the acceleration of gravity. The authors compared the calculated and experimental data. For the convenience of performance evaluation, the values are shown for one of four gyroscopes mounted in the spacecraft service systems module.

ФОРМИРОВАНИЕ МЕТОДИКИ РАНЖИРОВАНИЯ ПРОЕКТНЫХ ПРОЦЕДУР В СИСТЕМЕ ПЛАНИРОВАНИЯ МНОГОНОМЕНКЛАТУРНЫХ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ ПРОЦЕССОВ

© 2019

И.А. Разманов, аспирант

С.Г. Митин, доктор технических наук, доцент

П.Ю. Бочкарёв, доктор технических наук, профессор

Саратовский государственный технический университет имени Гагарина Ю.А., Саратов (Россия)

Ключевые слова: технологическая подготовка производства; система автоматизированного планирования технологических процессов; ранжирование проектных процедур.

Аннотация: Рассматривается актуальная научная проблема повышения эффективности технологической подготовки многономенклатурных механообрабатывающих производств. В постоянно меняющихся производственных условиях необходимо создание автоматизированных систем проектирования технологических процессов, способных в кратчайшие сроки адаптировать технологию к изменениям. Методология системы автоматизированного планирования технологических процессов отвечает этой потребности за счет наличия многовариантных решений и полной автоматизации проектных процедур. Однако решения в проектных процедурах принимаются без учета их взаимного влияния. В настоящей работе обоснован обобщенный критерий оценки эффективности технологической подготовки производства, который представляет собой суммарное время работы оборудования для обработки заданной номенклатуры деталей и позволяет оценить влияние решений, принятых в различных проектных процедурах. В рамках системы автоматизированного планирования технологических процессов каждая проектная процедура состоит из трех этапов: генерация возможных вариантов, отсева нерациональных вариантов, выбор рациональных вариантов для складывающейся производственной ситуации. На этапах отсева нерациональных вариантов имеются критерии, но решения принимаются по средним значениям, что приводит к отсеvu эффективных вариантов. В связи с этим в работе предложена методика ранжирования проектных процедур по степени влияния на изменения значения обобщенного критерия эффективности. Для более значимых проектных процедур необходимо проведение более тщательного анализа проектных решений путем менее жесткого отсева для увеличения количества анализируемых вариантов. В результате на этапе выбора рациональных вариантов система выбирает наиболее эффективные из них с точки зрения функционирования всей производственной системы.

ВВЕДЕНИЕ

Повышение эффективности технологической подготовки производства (ТПП), создание интегрированных технологических процессов (ТП) на стадиях проектирования и реализации всегда является актуальной проблемой современного машиностроения [1]. Ее решение возможно путем расширения использования современных систем автоматизированного проектирования (САПР) ТП на основе разработки новых формализованных методов технологического проектирования [2; 3] и обеспечения согласования технологических и производственных решений в многономенклатурном производстве [4].

Принципы построения САПР ТП, заложенные в работах [5–7], за последние 20 лет практически не изменились: основные трудноформализуемые решения принимаются технологом, а затем оформляются в САПР ТП в «диалоговом» режиме при постоянном обращении к базам данных нормативно-справочной информации, из которых в нужный момент времени извлекаются информационные объекты: оборудование, оснастка, инструменты и т. д. [8]. Такой подход к автоматизации проектирования ТП реализован в наиболее распространенных на отечественном рынке САПР ТП [9–11].

Анализ зарубежных источников [12–14] показал высокий интерес к указанной проблеме, которую зарубежные исследователи решают путем разработки формализованных методов описания отдельных проектных процедур, используя устоявшиеся принципы генеративного и вариативного проектирования ТП. При этом отсутствует целостный подход к созданию сквозной САПР ТП,

способной в кратчайшие сроки приспосабливаться к постоянно изменяющимся производственным условиям.

В работе [15] предложен переход к web-ориентированным программным комплексам ТПП, как части распределенной интеллектуальной производственной системы. Однако отмечается недостаточный уровень формализации решений, например, не решены задачи автоматического формирования маршрута ТП, определения структуры технологической операции, базирования заготовок – и других интеллектуальных задач.

Пути решения указанных проблем предложены в работах [16; 17] на основе создания системы автоматизированного планирования технологических процессов (САПлТП), в методологию которой заложены возможности параллельного многовариантного проектирования ТП в максимально автоматизированном режиме и наличие связи с подсистемой реализации ТП, которая дает возможность оперативной перестройки ТП при изменении производственной ситуации.

Моделирование проектных процедур разработки структур технологических операций в рамках САПлТП имеет существенные отличия для различных групп технологического оборудования, для которого проектируется технологическая операция. В работах [17–19] показаны подходы к формализации проектных процедур по разработке структур технологических операций и формированию комплектов технологической оснастки для оборудования токарной, сверлильной и фрезерной групп. Каждая проектная процедура имеет три этапа решения соответствующей проектной задачи: генерация возможных вариантов, отсеv нерациональных

вариантов, выбор рациональных вариантов для складывающейся производственной ситуации.

Исследование процессов принятия решений в каждой проектной процедуре [20] показало, что отсутствует возможность учета влияния проектных решений на другие проектные процедуры. Это повышает вероятность снижения качества проектных решений, так как решения, принятые на ранних стадиях, могут не позволить максимально эффективно использовать технологический потенциал производственной системы.

Цель исследования – разработка методики определения значимости каждой проектной процедуры (ранжирования проектных процедур) в рамках создания системы автоматизированной оценки проектных решений в САПЛТП.

ОБОСНОВАНИЕ КРИТЕРИЯ ОЦЕНКИ ЭФФЕКТИВНОСТИ ТЕХНОЛОГИЧЕСКОЙ ПОДГОТОВКИ В САПЛТП

Анализ процедур принятия решений в САПЛТП [20] позволяет заметить, что в них присутствуют как объективные, так и субъективные критерии (рис. 1).

Объективные критерии присущи процедурам генерации возможных вариантов решений, когда необходимо получить множество всех возможных вариантов решений и не требуется оценка их эффективности. Слой генерации обеспечивает каждый эшелон САПЛТП исходными данными, при этом отсутствует возможность влияния на эффективность системы механообработки заданной номенклатуры деталей.

На слоях выбора рациональных вариантов решения принимаются на основе сложных аналитических оптимизационных моделей и методик. Здесь также отсутствует возможность управления эффективностью механо-

обработки, поскольку результатом работы системы на данных слоях являются наиболее эффективные варианты решений для складывающейся производственной ситуации. Однако исходными данными для процедур выбора рациональных вариантов являются множества проектных решений, прошедших соответствующие процедуры отсева нерациональных вариантов. Именно в процедурах отсева используются субъективные критерии, от значения которых зависит область исходных значений для оптимизационных задач. Очевидно, что чем большее количество вариантов будет проанализировано, тем более эффективное решение будет найдено. Но при этом на решение оптимизационных задач будет затрачено большее время, которое стремительно увеличивается с ростом количества исходных вариантов.

Таким образом, выбор в качестве предмета исследования слоев отсева нерациональных вариантов обусловлен тем, что благодаря более простым моделям (укрупненным критериям) процедуры отсева не требуют значительных затрат времени, следовательно, имеется возможность, изменяя значения показателя отсева, влиять на процедуру выбора рациональных вариантов. Однако из-за отсутствия механизмов оценки проектных решений в результате отсева могут выпасть эффективные варианты, поэтому необходимо связать процедуры отсева в единую систему, что позволит оценивать влияние проектных решений каждой проектной процедуры на общую эффективность ТПП и механообработки.

Анализируя критерии в процедурах отсева нерациональных и выбора рациональных вариантов, приходим к выводу, что в них преобладают количественные критерии, большинство из которых прямо или косвенно связаны с временем непосредственно механической обработки или временем реализации технологической

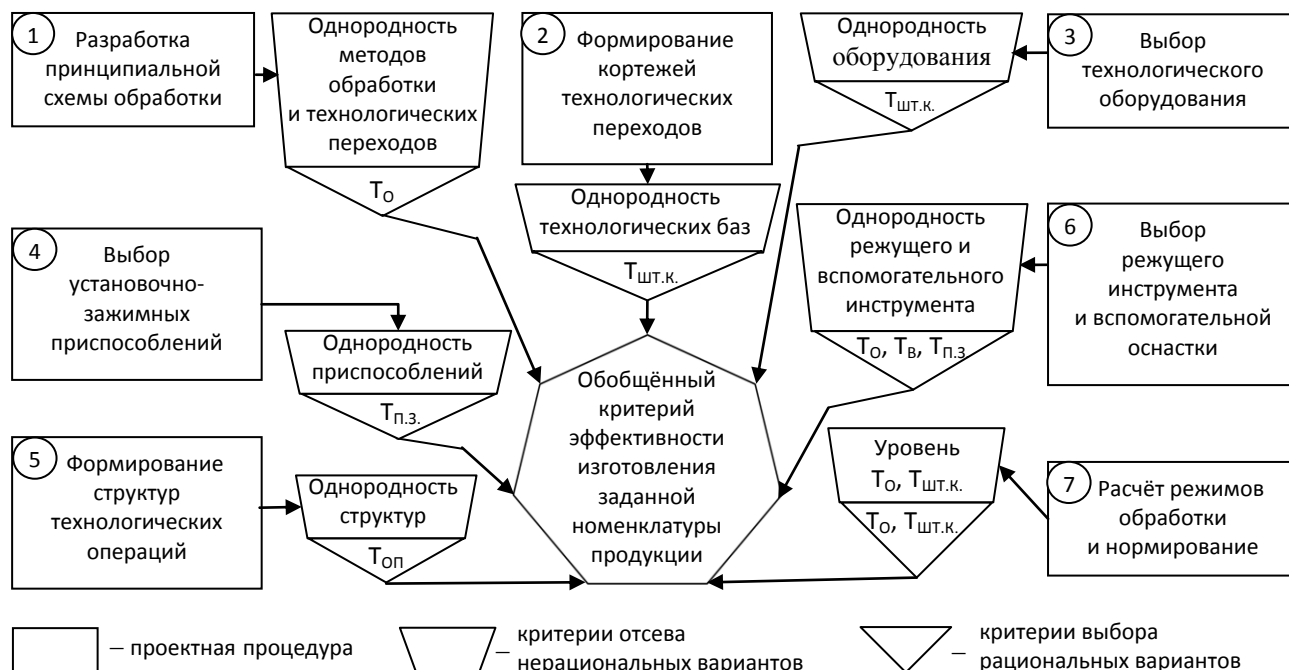


Рис. 1. Критерии принятия решений в проектных процедурах САПЛТП
(T_o – основное время, T_B – вспомогательное время, $T_{оп}$ – оперативное время,
 $T_{п.з.}$ – подготовительно-заключительное время, $T_{шт.к.}$ – штучно-калькуляционное время)

операции. Следовательно, в качестве обобщенного критерия эффективности (ОКЭ) принятых решений при ТПП целесообразно использовать суммарное время работы оборудования для обработки заданной номенклатуры деталей, поскольку именно от времени, затрачиваемого на реализацию технологических операций механообработки, зависит себестоимость изготовления.

Суммарное время работы оборудования для обработки заданной номенклатуры деталей вычисляется как сумма штучно-калькуляционных норм времени всех технологических операций по каждой единице технологического оборудования, вовлеченного в процесс механообработки:

$$T_{\Sigma} = \sum_{i=1}^n \sum_{j=1}^m \frac{P_{i,j} \cdot T_{шт.к.i,j}}{q_{i,j}},$$

где n – общее количество технологического оборудования; m – общее количество технологических операций, реализуемых на i -м технологическом оборудовании;

$p_{i,j}$ – количество деталей (размер партии), обрабатываемых по j -й технологической операции на i -м технологическом оборудовании;

$q_{i,j}$ – количество одновременно обрабатываемых деталей на j -й технологической операции на i -м технологическом оборудовании;

$T_{шт.к.i,j}$ – штучно-калькуляционное время j -й технологической операции механической обработки на i -м технологическом оборудовании.

Таким образом, при варьировании значений показателей отсева в каждой проектной процедуре и анализе изменений по ОКЭ появляется возможность определения рациональных уровней отсева. Однако осуществление полного перебора значений показателей отсева не представляется возможным из-за ограничений по срокам ТПП. Поэтому необходимо разработать подход, который позволит решить задачу поиска рациональных уровней отсева в кратчайшие сроки.

РАЗРАБОТКА МЕТОДИКИ РАНЖИРОВАНИЯ ПРОЕКТНЫХ ПРОЦЕДУР

В многономенклатурных производственных системах, как правило, сроки ТПП фиксированы и определяются по укрупненным методикам, которые не учитывают стохастический характер производства. Ввиду того, что для разной номенклатуры задано одно и то же время ТПП, существует вероятность отсека эффективных вариантов проектных решений еще на этапах отсева из-за необходимости соблюдения сроков ТПП. Чтобы свести к минимуму влияние этого негативного фактора, нами предлагается проанализировать проектные процедуры САПлТП на предмет выявления более или менее значимых из них по влиянию на эффективность работы производственной системы, оцениваемую по ОКЭ. Очевидно, что для более значимых проектных процедур необходимо выделить большие доли времени с целью более детальной проработки проектных решений. Другими словами, в САПлТП для более значимых проектных процедур на этапах отсева должны быть установлены менее жесткие условия, чтобы оставалось большее количество альтернативных вариантов для процедур поиска рациональных вариантов.

Заданный срок автоматизированной ТПП (в часах) обозначим L .

$$L = \sum_{i=1}^n l_i,$$

где l_i – время выполнения i -й проектной процедуры, ч; n – количество проектных процедур.

Значимость той или иной проектной процедуры будем оценивать в условных долях временных затрат от L . Заданный срок ТПП распределяется между проектными процедурами пропорционально значимости, оцениваемой по ОКЭ, которая может различаться для разной номенклатуры деталей и состояния производственной системы.

Обозначим множество рангов проектных процедур $R = \{r_i | i=1...n\}$. Ранг или значимость i -й проектной процедуры определяется выражением $r_i = \frac{l_i}{L} \cdot 100\%$.

Суммарное время изготовления заданной номенклатуры деталей зависит от глубины проработки проектных решений в каждой проектной процедуре, т. е. от количества вариантов, оставшихся после отсева. Это обосновано тем, что время выполнения процедур генерации возможных вариантов не может быть варьировано, а время выполнения процедур выбора возможных вариантов напрямую зависит от количества вариантов, поступивших на вход проектной процедуры. Количество поступивших вариантов можно изменять только в процедуре отсева нерациональных вариантов, ужесточая или ослабляя критерии отсева. Чем выше уровень (значение критерия) отсева, тем больше вариантов остается после отсева. При уровне отсева 100 % остаются все сгенерированные варианты. При уровне отсева 0 – все варианты отсеиваются.

Обозначим множество уровней отсева в каждой проектной процедуре $V = \{v_i | i=1...n\}$. Поскольку в каждой проектной процедуре количество сгенерированных вариантов может отличаться даже на порядки, будем использовать относительные значения, выраженные в процентах. Тогда суммарное время изготовления заданной номенклатуры деталей $T_{\Sigma} = f(V)$.

Задача ранжирования проектных процедур относится к классу задач на анализ чувствительности функции с несколькими аргументами. Для решения подобного класса задач проводят оценку изменений значений функции при изменении одного аргумента и неизменных значениях остальных аргументов (рис. 2).

На рис. 2 а представлено графическое отражение процедуры отсева. Высота трапеции условно показывает, сколько вариантов проектных решений остается по результатам отсева. Очевидно, что предельные случаи не рассматриваются. При уровне отсева 100 % остаются все сгенерированные варианты, анализ которых в процедуре выбора рациональных вариантов займет значительное время, выходящее за рамки сроков ТПП. А при уровне отсева, равном 0, наоборот, не останется ни одного варианта, что приведет к неработоспособности системы механообработки.

Для оценки значимости проектной процедуры необходимо рассчитать и сравнить значения ОКЭ при различных уровнях отсева в данной проектной процедуре

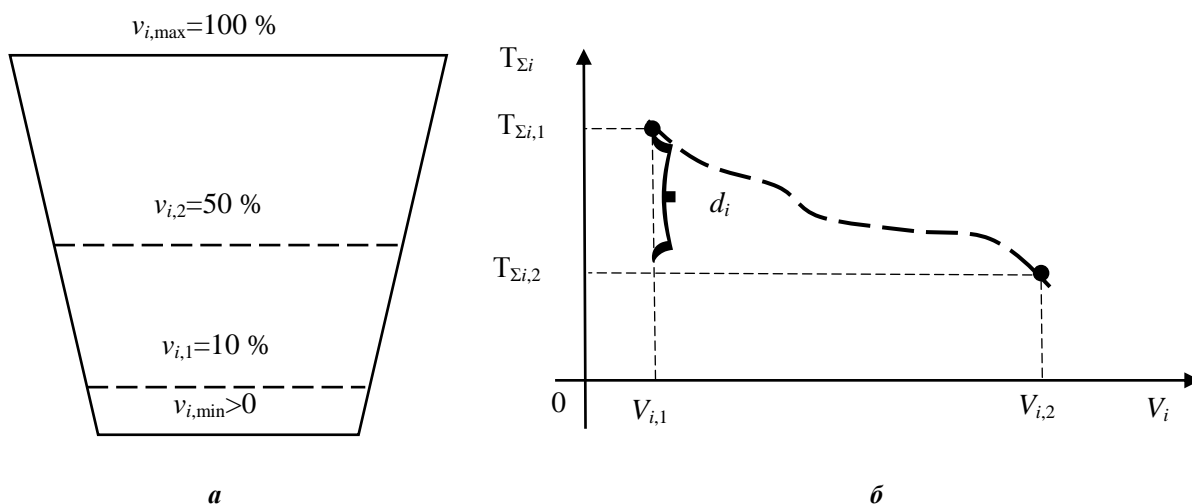


Рис. 2. Определение значимости проектной процедуры:
 а – графическое отражение процедуры отсева;
 б – оценка значимости проектной процедуры по изменению значения функции

и неизменных уровнях в остальных процедурах. Для нашей задачи достаточно двух уровней: 1) близкий к минимальному, например 10 %; 2) уровень 50 %, поскольку до настоящего момента он использовался в САПлТП.

В рамках задачи определения значимости проектных процедур не имеет значения поведение функции $f(V)$ на данном отрезке, а более тщательный выбор уровня отсева будет осуществляться на следующем этапе для более значимых проектных процедур. Можно заметить, что $f(V)$ не будет возрастать, поскольку при увеличении количества вариантов после отсева будет находиться более рациональный, а следовательно, T_{Σ} будет уменьшаться либо при отсутствии более рационального варианта T_{Σ} будет неизменным.

Оценить значимость i -й проектной процедуры можно, рассчитав абсолютное значение изменения ОКЭ (рис. 2 б):

$$d_i = f(V_{i,1}) - f(V_{i,2}) = T_{\Sigma i,1} - T_{\Sigma i,2},$$

где $V_{i,1} = \{v_{j,1} | j=1 \dots n; v_{j,1}=10 \text{ при } j=i; v_{j,1}=50 \text{ в остальных случаях}\}$,

$V_{i,2} = \{v_{j,2} | j=1 \dots n; v_{j,2}=50\}$.

Так, при $n=7$ (по количеству укрупненных проектных процедур САПлТП) содержимое множеств $V_{i,1}$ и $V_{i,2}$ удобно представить в таблице 1.

Для вычисления рангов проектных процедур необходимо смоделировать работу САПлТП с различным содержанием множеств уровней отсева согласно таблице 1. Отметим, что количество итераций будет равно $n+1$, так как для любого i : $V_{i,2} = \{v_{j,2}=50 | j=1 \dots 7\}$, т.е. множества $V_{i,2}$ эквивалентны друг другу.

Сопоставив d_i с изменениями ОКЭ для остальных проектных процедур, получим ранг i -й проектной процедуры:

$$r_i = \frac{d_i}{\sum_{i=1}^n d_i} \cdot 100\%$$

Таким образом, в результате ранжирования проектных процедур появляется возможность более тщательного анализа наиболее значимых из них, что выражается в более высоком уровне отсева (т.е. менее жестком значении критерия) и, наоборот, ужесточении критерия отсева для менее значимых проектных процедур. Однако определение конкретных пороговых значений критериев отсева требует создания математической модели, исключающей субъективность при назначении более или менее значимых проектных процедур.

Таблица 1. Содержимое множеств уровней отсева при определении значимости проектных процедур

i	$V_{i,1}$	$V_{i,2}$
1	{10, 50, 50, 50, 50, 50, 50}	{50, 50, 50, 50, 50, 50, 50}
2	{50, 10, 50, 50, 50, 50, 50}	{50, 50, 50, 50, 50, 50, 50}
3	{50, 50, 10, 50, 50, 50, 50}	{50, 50, 50, 50, 50, 50, 50}
4	{50, 50, 50, 10, 50, 50, 50}	{50, 50, 50, 50, 50, 50, 50}
5	{50, 50, 50, 50, 10, 50, 50}	{50, 50, 50, 50, 50, 50, 50}
6	{50, 50, 50, 50, 50, 10, 50}	{50, 50, 50, 50, 50, 50, 50}
7	{50, 50, 50, 50, 50, 50, 10}	{50, 50, 50, 50, 50, 50, 50}

ОСНОВНЫЕ РЕЗУЛЬТАТЫ

Анализ процедур и критериев принятия решений в рамках САПЛТП позволил обосновать обобщенный критерий оценки эффективности ТПП, заключающийся в суммарном времени использования технологического оборудования для механической обработки заданной номенклатуры деталей.

Предложенная методика ранжирования проектных процедур по степени влияния на значение обобщенного критерия позволяет выделить наиболее значимые проектные процедуры, для которых должен быть проведен более тщательный анализ вариантов проектных решений с целью выбора наиболее эффективных из них с точки зрения функционирования производственной системы в целом.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Дальнейшие исследования должны быть направлены на создание математической модели, исключающей субъективность при выборе рациональных уровней отсева в проектных процедурах, и разработку методики моделирования работы САПЛТП при различных значениях критериев отсева.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Гузев В.И. Повышение эффективности интегрированных технологических процессов на стадиях проектирования и реализации // *Наукоемкие технологии в машиностроении*. 2014. № 7. С. 36–41.
2. Аверченков В.И. Формализация методов технологического проектирования, обеспечивающих требуемое качество изделий // *Наукоемкие технологии в машиностроении*. 2012. № 9. С. 32–38.
3. Чигиринский Ю.Л. Математические методы в технологическом проектировании // *Наукоемкие технологии в машиностроении*. 2018. № 4. С. 13–20.
4. Долгов В.А., Луцок С.В., Васильцов М.А. Особенности формирования маршрутных технологических процессов на основе согласования технологических и производственных решений многономенклатурного производства // *Вестник МГТУ Станкин*. 2018. № 1. С. 13–17.
5. Цветков В.Д. Системно-структурное моделирование и автоматизация проектирования технологических процессов. Минск: Наука и техника, 1979. 264 с.
6. Базров Б.М. Модульная технология в машиностроении. М.: Машиностроение, 2001. 368 с.
7. Митрофанов С.П. Групповая технология машиностроительного производства. Т. 1. Организация группового производства. 3-е изд. Л.: Машиностроение, Ленингр. отд-ние, 1983. 407 с.
8. Андриченко А.Н. Три поколения отечественных САПР технологических процессов // *Станкоинструмент*. 2017. № 1. С. 56–63.
9. Евгеньев Г.Б., Крюков С.С., Кузьмин Б.В., Стисес А.Г. Интегрированная система автоматизации проектирования технологических процессов и оперативного управления производством // *Известия высших учебных заведений. Машиностроение*. 2015. № 3. С. 49–60.
10. Семёнов А.Д., Бровченко О.А. Быстрое решение технологических задач с помощью системы Техно-Про // *Сборник науч. тр. Международной научно-технической конференции*. М., 2015. С. 317–322.

11. Миловзоров О.В. Реализация принципов синтеза технологических процессов из обобщенной структуры на базе системы T-FLEX Технология // *Вестник Рязанского государственного радиотехнического университета*. 2015. № 54-1. С. 133–138.
12. Marri H.B., Gunasekaran A., Grieve R.J. Computer-aided process planning: A state of art // *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*. 1998. Vol. 14. № 4. P. 261–268.
13. Yusri Yu., Kamran L. Survey on computer-aided process planning // *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*. 2014. Vol. 75. № 1-4. P. 77–89.
14. Xu X., Wang L., Newman S.T. Computer-aided process planning – A critical review of recent developments and future trends // *International Journal of Computer Integrated Manufacturing*. 2011. Vol. 24. № 1. P. 1–31.
15. Куликов Д.Д., Падун Б.С., Яблочников Е.И. Перспективы автоматизации технологической подготовки производства // *Известия высших учебных заведений. Приборостроение*. 2014. Т. 57. № 8. С. 7–11.
16. Митин С.Г., Бочкарёв П.Ю. Принципы создания системы автоматизированного проектирования технологических операций в условиях многономенклатурного производства // *Вектор науки Тольяттинского государственного университета*. 2015. № 2-2. С. 117–122.
17. Митин С.Г., Бочкарёв П.Ю. Проектирование операций со сложной структурой в многономенклатурных механообрабатывающих системах. Саратов: СГТУ, 2016. 108 с.
18. Митин С.Г., Бочкарёв П.Ю. Разработка моделей и методик автоматизации проектных процедур для проектирования технологических операций со сложной структурой // *Автоматизация в промышленности*. 2018. № 2. С. 45–51.
19. Шалунов В.В., Комаревцев Д.В., Семенихин И.М. Автоматизированное проектирование технологических операций, выполняемых на токарно-фрезерных автоматах продольного точения с ЧПУ // *Вестник Саратовского государственного технического университета*. 2011. Т. 3. № 2. С. 146–150.
20. Разманов И.А., Митин С.Г., Бочкарёв П.Ю. Повышение эффективности технологической подготовки многономенклатурного производства на основе разработки системы показателей для оценки уровня проектных решений // *Известия Волгоградского государственного технического университета*. 2017. № 9. С. 132–134.

REFERENCES

1. Guzeev V.I. Increase of efficiency of integrated manufacturing processes on stages of design and implementation. *Naukoemkie tekhnologii v mashinostroenii*, 2014, no. 7, pp. 36–41.
2. Averchenkov V.I. Formalization of technological design methods, providing the required products quality. *Naukoemkie tekhnologii v mashinostroenii*, 2012, no. 9, pp. 32–38.
3. Tchigirinsky Yu.L. Mathematical methods in technological design. *Naukoemkie tekhnologii v mashinostroenii*, 2018, no. 4, pp. 13–20.
4. Dolgov V.A., Lutsyuk S.V., Vasil'tsov M.A. Features of formation of route technological processes on the basis

- of coordination of technological and production decisions of multinomenclature manufacture. *Vestnik MGTU Stankin*, 2018, no. 1, pp. 13–17.
5. Tsvetkov V.D. *Sistemno-strukturnoe modelirovanie i avtomatizatsiya proektirovaniya tekhnologicheskikh protsessov* [System-structural modeling and design automation of technological processes]. Minsk, Nauka i tekhnika Publ., 1979. 264 p.
 6. Bazrov B.M. *Modulnaya tekhnologiya v mashinostroenii* [Modular technology in mechanical engineering]. Moscow, Mashinostroenie Publ., 2001. 368 p.
 7. Mitrofanov S.P. *Gruppovaya tekhnologiya mashinostroitel'nogo proizvodstva. Tom 1. Organizatsiya gruppovogo proizvodstva* [Group technology engineering production. Vol. 1. Organization of group production]. 3rd ed. Leningrad, Mashinostroenie Publ., Leningradskiy otdelenie, 1983. 407 p.
 8. Andrichenko A.N. Three generation of domestic CAD/CAM. *Stankoinstrument*, 2017, no. 1, pp. 56–63.
 9. Evgenev G.B., Kryukov S.S., Kuzmin B.V., Stises A.G. An integrated process automation and operations management system. *Izvestiya vysshikh uchebnykh zavedeniy. Mashinostroenie*, 2015, no. 3, pp. 49–60.
 10. Semenov A.D., Brovchenko O.A. Fast solution of technological problems using the TechnoPro system. *Sbornik nauchnykh trudov Mezhdunarodnoy nauchno-tekhnicheskoy konferentsii*. Moscow, 2015, pp. 317–322.
 11. Milovzorov O.V. Realization of synthesis principles of technological processes using generalized structure on the basis of T-FLEX technology. *Vestnik Ryazanskogo gosudarstvennogo radiotekhnicheskogo universiteta*, 2015, no. 54-1, pp. 133–138.
 12. Marri H.B., Gunasekaran A., Grieve R.J. Computer-aided process planning: A state of art. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 1998, vol. 14, no. 4, pp. 261–268.
 13. Yusri Yu., Kamran L. Survey on computer-aided process planning. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 2014, vol. 75, no. 1-4, pp. 77–89.
 14. Xu X., Wang L., Newman S.T. Computer-aided process planning – A critical review of recent developments and future trends. *International Journal of Computer Integrated Manufacturing*, 2011, vol. 24, no. 1, pp. 1–31.
 15. Kulikov D.D., Padun B.S., Yablochnikov E.I. Perspectives of automation of technological preproduction. *Izvestiya vysshikh uchebnykh zavedeniy. Priborostroenie*, 2014, vol. 57, no. 8, pp. 7–11.
 16. Mitin S.G., Bochkaryov P.Yu. Principles of creating the system of computer-aided design of production operations in multiproduct manufacturing. *Vektor nauki Tolyattinskogo gosudarstvennogo universiteta*, 2015, no. 2-2, pp. 117–122.
 17. Mitin S.G., Bochkaryov P.Yu. *Proektirovanie operatsiy so slozhnoy strukturoy v mnogonomenklaturnykh mekhanooobratyivayushchikh sistemakh* [Designing operations with a complex structure in multi-component machining systems]. Saratov, SGTU Publ., 2016. 108 p.
 18. Mitin S.G., Bochkaryov P.Yu. The development of design procedure models and methods for automating the design of production steps with complex structure. *Avtomatizatsiya v promyshlennosti*, 2018, no. 2. pp. 45–51.
 19. Shalunov V.V., Komarevtsev D.V., Semenikhin I.M. Automated desing of production operations at CNC-milling machines CNC longitudinal turning. *Vestnik Saratovskogo gosudarstvennogo tekhnicheskogo universiteta*, 2011, vol. 3, no. 2, pp. 146–150.
 20. Razmanov I.A., Mitin S.G., Bochkaryov P.Yu. Improving the efficiency of technological preparation of diversified production based on the development of a system of indicators to assess the level of design solutions. *Izvestiya Volgogradskogo gosudarstvennogo tekhnicheskogo universiteta*, 2017, no. 9, pp. 132–134.

THE FORMATION OF PROJECT PROCEDURES RANKING TECHNIQUE IN THE SYSTEM OF PLANNING OF MULTIPRODUCT ENGINEERING PROCESSES

© 2019

I.A. Razmanov, postgraduate student

S.G. Mitin, Doctor of Sciences (Engineering), Associate Professor

P.Yu. Bochkaryov, Doctor of Sciences (Engineering), Professor

Yuri Gagarin Saratov State Technical University, Saratov (Russia)

Keywords: pre-production engineering; engineering process computer-aided planning system; project procedures ranking.

Abstract: The paper considers the topical scientific issue of improving the efficiency of pre-production engineering of multiproduct machining plants. Within the ever-changing operating conditions, it is necessary to create the engineering process computer-aided planning systems able promptly to adopt technology to changes. The methodology of an engineering process computer-aided planning system meets this demand due to the existence of multi-option solutions and full project procedures automation. However, in the project procedures, the decisions are made without regard for their mutual influence. In this paper, the authors prove the generalized criterion of assessment of pre-production engineering efficiency that amounts to the equipment accumulated operation time for machining of specified parts nomenclature and allows evaluating the influence of the decisions made in various project procedures. Within the frames of the engineering process computer-aided planning system, each project procedure consists of three stages: generation of possible options, irrational options screening, and selection of reasonable options for a certain manufacturing situation. At the stages of irrational options screening, there are some criteria but the decisions are made based on average values. That leads to the screening of effective options. In this connection, the authors propose the technique of project procedures ranking according to the degree of influence on the changes of value of generalized criterion for efficiency. For more significant project procedures, it is necessary to carry out a more careful analysis of project decisions through less rigorous screening to increase the number of analyzed options. As a result, at the stage of selection of reasonable options, the system chooses the most effective of them from the point of view of the functioning of the entire manufacturing system.

ИССЛЕДОВАНИЕ ОСОБЕННОСТЕЙ СГОРАНИЯ В КАМЕРЕ СГОРАНИЯ ПЕРЕМЕННОГО ОБЪЕМА

© 2019

А.П. Шайкин, доктор технических наук, профессор,
профессор кафедры «Энергетические машины и системы управления»

П.В. Ивагин, кандидат технических наук, доцент,
доцент кафедры «Энергетические машины и системы управления»

И.Р. Галиев, кандидат технических наук, доцент кафедры «Проектирование и эксплуатация автомобилей»

И.Н. Бобровский, кандидат технических наук,

заместитель директора по научно-методической работе Института химии и инженерной экологии

А.Д. Дерячев, кандидат технических наук, инженер кафедры «Энергетические машины и системы управления»

А.Я. Твердохлебов, инженер кафедры «Энергетические машины и системы управления»

Тольяттинский государственный университет, Тольятти (Россия)

Ключевые слова: углеводородное топливо; химионизация; характеристики распространения пламени; камера сгорания переменного объема; процесс сгорания; фаза сгорания; ширина зоны химических реакций пламени; скорость распространения пламени; ионизационный датчик.

Аннотация: Статья посвящена изучению особенностей применения ионизационных датчиков для исследования характеристик распространения пламени (скорости распространения и ширины зоны химических реакций пламени) в камере сгорания переменного объема. Обзор современных методов исследования процесса сгорания углеводородного топлива в поршневых двигателях показал перспективность применения ионизационных датчиков. На одноцилиндровом двигателе экспериментально получены и исследованы основные параметры сгорания топлива с помощью специально разработанных ионизационных датчиков, предназначенных для определения характеристик распространения пламени при изменении в широком диапазоне за несколько миллисекунд температуры, давления, турбулентности и объема камеры сгорания. Определены изменения ионного тока, турбулентной скорости распространения пламени и ширины зоны химических реакций горения в зависимости от состава топливно-воздушной смеси при изменении ее физико-химических свойств за счет добавок водорода. Показано, что изменение турбулентной скорости распространения пламени при добавке водорода происходит в основном за счет увеличения ее нормальной составляющей, а ширина зоны турбулентного горения линейно связана с величиной ионного тока, и ее изменение отражает интенсивность протекания химических реакций горения. Обнаружено, что, несмотря на изменение коэффициента избытка воздуха, концентрации водорода в топливе, скоростного режима двигателя, сохраняется линейная зависимость ширины пламени от турбулентной скорости распространения пламени во второй фазе сгорания: увеличение скорости соответствует уменьшению ширины пламени.

ВВЕДЕНИЕ

Создание поршневых двигателей внутреннего сгорания (ДВС) и энергетических установок нового поколения на альтернативных видах топлива требует глубокого изучения процесса сгорания [1]. Сгорание в поршневых ДВС происходит при изменении в широком диапазоне за несколько миллисекунд температуры, давления, турбулентности и объема камеры сгорания (КС). В этих условиях скорость распространения пламени, а также протяженность зоны горения по объему КС изменяются в широком диапазоне, что обуславливает значительные сложности не только в аналитическом описании процесса, но и в экспериментальном его исследовании [2]. Экспериментальное исследование процесса сгорания в условиях поршневого ДВС производится с использованием различных оптических и зондовых методов [3]. Несмотря на очевидные преимущества, оптические методы диагностики пламени стоят свыше 70 тыс. долларов США и сложны в применении [4]. Более простым и дешевым способом диагностики процесса сгорания является метод, основанный на явлении электропроводности пламени [5; 6]. В конце XX – начале XXI века явление химионизации пламени активно использовалось для исследования процесса сгорания при помощи одноэлектродных ионизационных датчиков [7; 8]. В ряде исследований в качестве ионизационного

датчика использовали свечу зажигания [9]. В этих экспериментах определялось влияние площади поверхности положительного электрода на величину ионного тока, связь ионного тока с отношением топлива и воздуха [10], с величиной индикаторного давления, с детонацией в цилиндре и с влиянием рециркуляции отработавших газов [11; 12]. Однако в этих экспериментах отсутствуют результаты, связывающие электропроводность пламени (ионный ток) с характеристиками распространения пламени – турбулентной скоростью распространения пламени и шириной зоны химических реакций (ЗХР). Проведение экспериментов для получения указанных взаимосвязей, особенно в пристеночных зонах КС, наиболее удаленных от свечи зажигания, где в процессе рабочего хода остается несгоревшим около 10 % топлива, потребовало разработки и изготовления специальных конструкций ионизационных датчиков.

Цель работы – изучение особенностей применения ионизационных датчиков для исследования характеристик распространения пламени (т. е. скорости распространения и ширины ЗХР пламени) в камере сгорания переменного объема.

МЕТОДИКА ПРОВЕДЕНИЯ ИССЛЕДОВАНИЙ

Изучение характеристик распространения пламени и их связи с явлением химионизации проводилось на

одноцилиндровом ДВС с искровым зажиганием [13; 14]. Для определения характеристик распространения пламени были разработаны четыре типа ионизационных датчиков (ИД): одноэлектродный заширмленный, традиционный одноэлектродный, пятиэлектродный и трехэлектродный. На рис. 1 показана схема камеры сгорания переменного объема с традиционными одноэлектродными ИД.

Ионизационный датчик № 1 (ИД-1) расположен на расстоянии 7 мм, ИД-2 – на расстоянии 80 мм от электродов свечи зажигания. По этим датчикам ионизации определялись характеристики распространения пламени и изменение ионного тока в первой и второй половине основной фазы сгорания. При испытаниях по определению изменения нормальной скорости распространения пламени при добавке водорода в топливно-воздушную смесь (ТВС) вместо корпуса датчиков 3 и 4 устанавливался одноэлектродный ИД (рис. 2 а), для определения направления перемещения пламени и ширины зоны химических реакций горения – пятиэлектродный ИД, конструкция которого показана на рис. 2 б.

Для определения местной турбулентной и нормальной скорости распространения пламени, а также ширины пламени у стенки камеры сгорания использовался трехэлектродный ионизационный датчик, фотография которого представлена на рис. 3. Изменение давления, электропроводности, скорости распространения и ширины пламени осуществлялось за счет добавления водорода в количестве 3 и 5 % по массе. В результате проведенных экспериментов были получены осциллограммы (рис. 4).

Средняя скорость углеводородного пламени в цилиндре экспериментального двигателя была найдена по формуле

$$U_{cp} = \frac{L_1}{\tau_1},$$

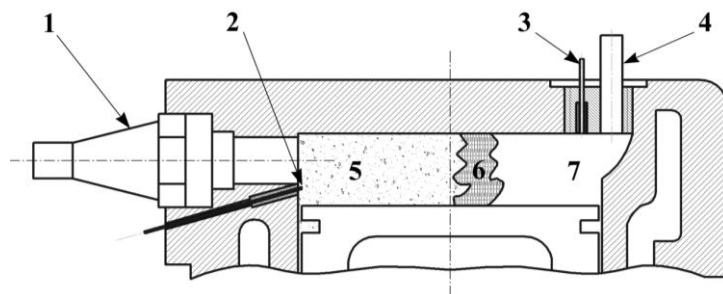


Рис. 1. Расположение ионизационного датчика в камере сгорания:
1 – свеча зажигания; 2 – ионизационный датчик; 3 – ионизационный датчик; 4 – датчик давления;
5 – продукты сгорания; 6 – фронт пламени; 7 – топливно-воздушная смесь

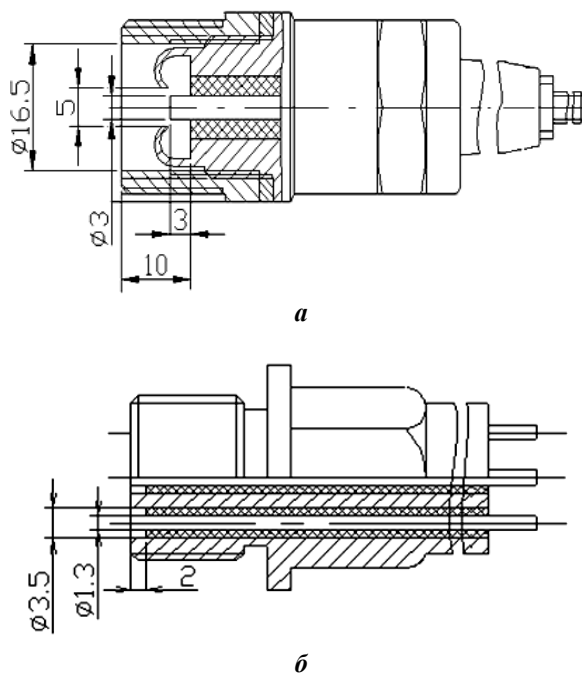


Рис. 2. Конструкция ионизационных датчиков:
а – одноэлектродный ионизационный датчик; б – пятиэлектродный ионизационный датчик

где L_1 – расстояние от свечи зажигания двигателя до электрода ИД;

τ_1 – период времени от начала подачи искры свечей зажигания до появления сигнала ионного тока, с.

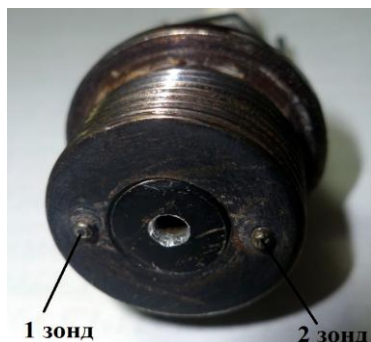


Рис. 3. Трехэлектродный ионизационный датчик

Скорость перемещения фронта пламени в области электродов ИД была найдена по формуле

$$U_{1-2} = \frac{L_{1-2}}{\tau_{1-2}},$$

где L_{1-2} – расстояние между электродами ИД, м;

τ_{1-2} – разница времени возникновения ионного тока у электродов ИД, с.

Определение ширины ЗХР осуществлялось пятиэлектродным датчиком ионизации.

Представленная на рис. 5 методика определения ширины пламени с применением пятиэлектродного ионизационного датчика наиболее точна, так как учитывает возможное вихревое движение топлива у стенок КС. Основной ее недостаток в сложности обработки данных. Эксперименты показали, что с достаточной точно-

стью ширина пламени может быть определена по показаниям каждого электрода датчика по формуле

$$\delta_{ЗХР} = U_{1-2} \cdot \Delta\tau_i - D_{эл},$$

где $\Delta\tau_i$ – период времени от начала до окончания возникновения сигнала ионного тока, с;

$D_{эл}$ – диаметр электрода ИД.

РЕЗУЛЬТАТЫ ИССЛЕДОВАНИЙ

На рис. 6 а и 6 б показано изменение ионного тока в цепи ионизационного зонда № 1 и в полости трехэлектродного ИД соответственно. Максимальное значение ионного тока отмечается в богатой смеси при коэффициенте избытка воздуха, $\alpha=0,85$. Полученный эффект объясняется наивысшей концентрацией радикала CH^+ в этой области составов смеси в процессе горения. При обеднении смеси ионный ток уменьшается практически линейно в соответствии с падением концентрации радикала CH в зоне горения. Добавка водорода в топливо приводит к росту ионного тока, особенно в области обедненной топливом смеси, несмотря на то, что концентрация радикала CH при этом падает.

Подобное поведение ионного тока свидетельствует об увеличении скорости химических реакций, которое обусловлено промотирующим влиянием добавок водорода на процесс сгорания углеводородных топлив (рис. 7). Скорости распространения пламени в полости датчика (U_n) при сжигании бензоводородовоздушных топливных смесей не зависят от степени сжатия, что говорит о сложном механизме распространения пламени в ДВС. Предположительно у входа в полость ИД наблюдается движение турбулентного пламени, а в полости ИД движение пламени становится ламинарным. Добавление водорода в количестве 5 % увеличивает скорость пламени в полости ИД на 50 % (при $\alpha=1,1$). Рост скорости пламени обусловлен увеличением ламинарной скорости, влияние которой усиливается турбулентностью.

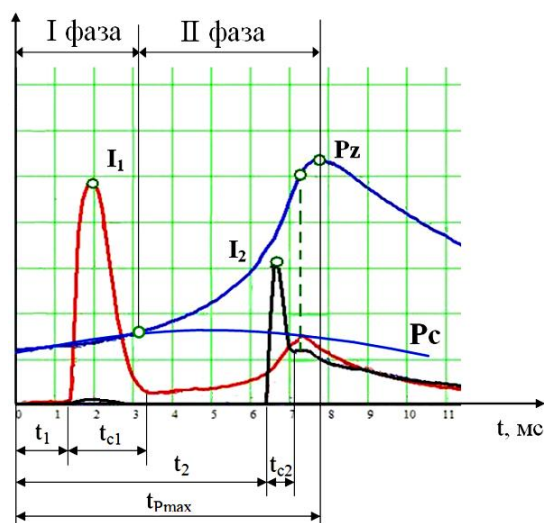


Рис. 4. Осциллограмма ионного тока и давления:

I_1, I_2 – ионный ток; P_z – максимальное давление в камере сгорания; P_c – давление сжатия

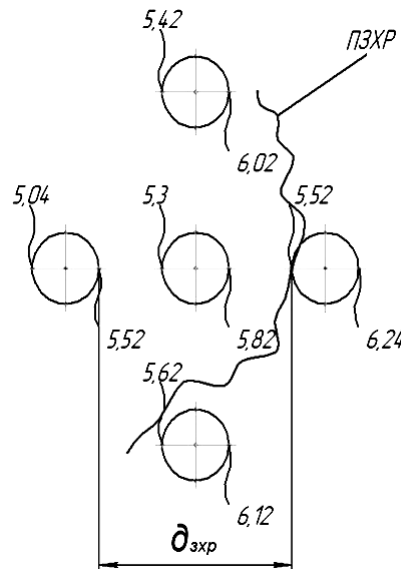


Рис. 5. Схема определения ширины зоны химических реакций пятиэлектродным ионизационным датчиком: ПЗХР – передняя граница зоны химических реакций

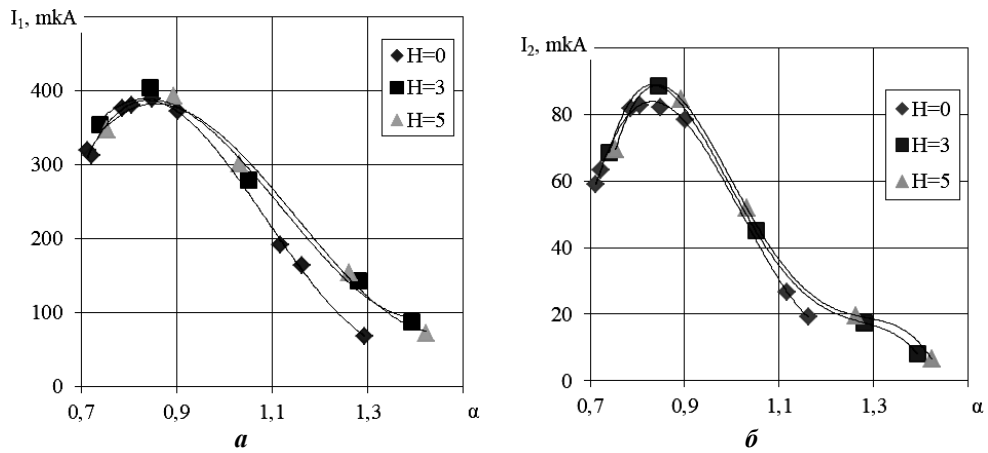


Рис. 6. Влияние состава топлива и добавок водорода на амплитуду ионного тока в цепи ионизационного зонда № 1 (а) и в полости (б) трехэлектродного ионизационного датчика

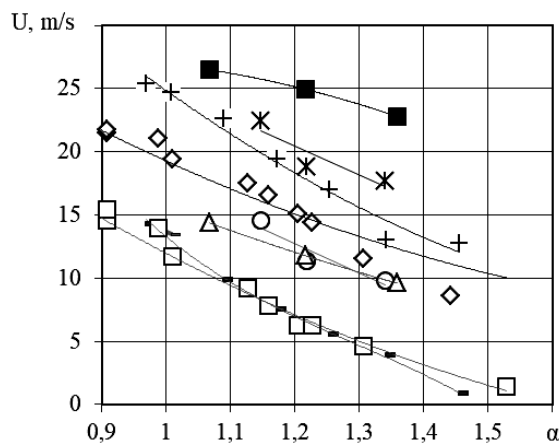


Рис. 7. Сравнение скоростей распространения пламени в полости трехэлектродного ионизационного датчика и между зондами 1 и 2:

U_n – □, ○, △; U_{T1-2} – ◇, Ж, +, ■;
 $\epsilon=5,9$ – □, ◇, ○, Ж; $\epsilon=7$ – +, △, ■;
 $g_{H_2}=0\%$ – ◇, □, -, +; $g_{H_2}=5\%$ – ○, △, Ж, ■

При увеличении степени сжатия ДВС зафиксировано увеличение U за счет возрастания интенсивности турбулентности. Особенно ярко данная тенденция проявляется при сжигании ТВС с коэффициентом избытка воздуха от 0,9 до 1,1. Это объясняется тем, что при данных коэффициентах избытка воздуха горение в ДВС описывается моделью микроламинарного пламени [15; 16]. Турбулентные вихри не проникают в ЗХР пламени, а только меняют ее конфигурацию, поэтому увеличение $n_{квд}$ приводит к увеличению площади поверхности фронта пламени и, как следствие, росту скорости распространения пламени. С обеднением ТВС прирост скорости распространения пламени за счет прироста интенсивности турбулентности снижается. Так как при сжигании бедных ТВС ширина ламинарного пламени увеличивается [17; 18], турбулентные вихри проникают в ЗХР и влияют на кинетику химических реакций. Турбулентность потока приводит к разрыву ЗХР и снижению скорости распространения пламени. Исследование связи между местной турбулентной скоростью и скоростью распространения пламени в полости ИД показало, что разность между ними не зависит от концентрации активирующей добавки (водорода) в ТВС, а меняется с изменением интенсивности турбулентности. Таким образом, выявлено, что рост турбулентной скорости пламени обусловлен в основном только увеличением интенсивности турбулентности, т. е. разность между U_t

и U_k характеризует изменение интенсивности турбулентности в КС поршневого двигателя.

На рис. 8–10 представлены результаты определения ширины зоны турбулентного горения от состава топлива, ионного тока и местной турбулентной скорости распространения пламени.

На рис. 8 видно, что ширина ЗХР имеет характерную зависимость от состава ТВС – чем ближе коэффициент избытка воздуха к 0,85, тем тоньше ширина ЗХР. Данная тенденция сохраняется при добавках водорода и смене скоростного режима ДВС. Это объясняется тем, что при $\alpha=0,85$ скорость химических реакций имеет максимальное значение, в результате увеличивается нормальная скорость пламени и уменьшается ширина ЗХР. Также анализ рис. 8 показал, что добавление водорода приводит к сужению ширины ЗХР турбулентного пламени. Отмечено, что уменьшение ширины ЗХР пламени усиливается с увеличением коэффициента избытка воздуха. Это связано с тем, что в бедных ТВС количество основного углеводородного топлива меньше, чем в богатых ТВС. Поэтому при $\alpha>1$ влияние добавок водорода на процесс сгорания становится более заметным.

На рис. 9 представлена связь ширины ЗХР пламени с амплитудой ионного тока при изменении коэффициента избытка топлива, концентрации водорода и скоростного режима ДВС.

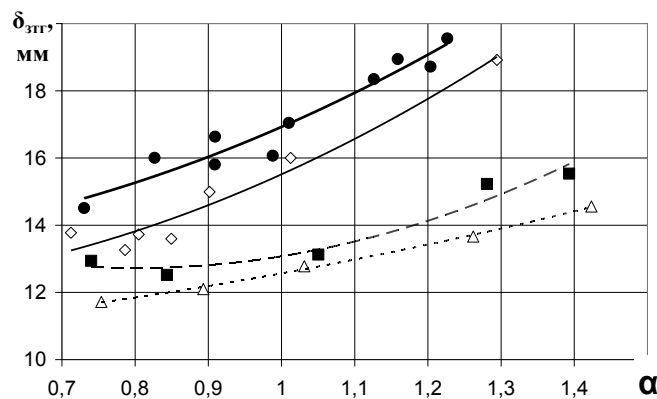


Рис. 8. Зависимость ширины зоны турбулентного горения от состава топливозоудушной смеси: $n=600 \text{ min}^{-1}$, $g_{H_2}=0\%$ – \diamond , $g_{H_2}=3\%$ – \blacksquare , $g_{H_2}=5\%$ – Δ ; $n=900 \text{ min}^{-1}$, $g_{H_2}=0\%$ – \bullet

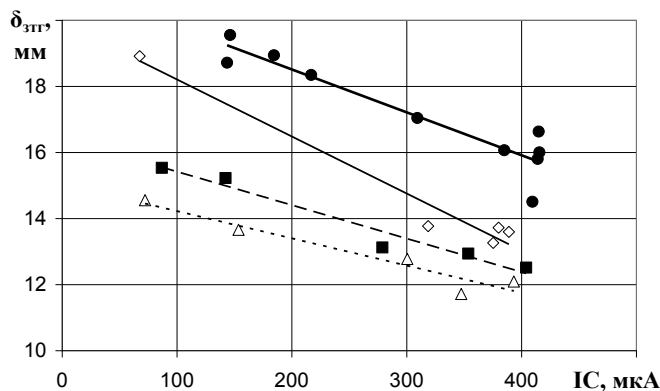


Рис. 9. Зависимость ширины зоны турбулентного горения от максимума ионного тока: $n=600 \text{ min}^{-1}$, $g_{H_2}=0\%$ – \diamond , $g_{H_2}=3\%$ – \blacksquare , $g_{H_2}=5\%$ – Δ ; $n=900 \text{ min}^{-1}$, $g_{H_2}=0\%$ – \bullet

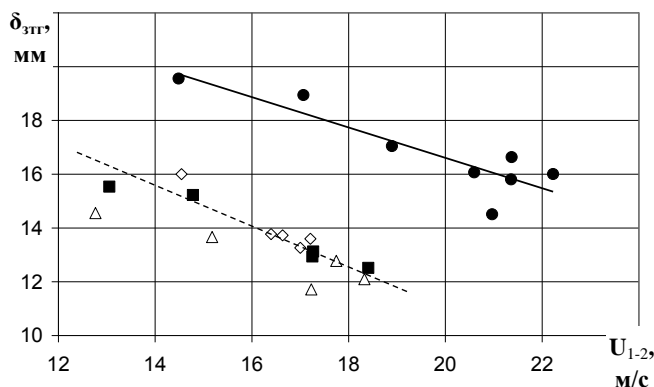


Рис. 10. Связь ширины с локальной скоростью пламени:
 $n=600 \text{ min}^{-1}$, $g_{H_2}=0\%$ – \diamond , $g_{H_2}=3\%$ – \blacksquare , $g_{H_2}=5\%$ – Δ ; $n=900 \text{ min}^{-1}$, $g_{H_2}=0\%$ – \bullet

Экспериментально обнаружена линейная зависимость ширины ЗХР от электропроводности пламени, оцениваемой амплитудой ионного тока: увеличение ионного тока соответствует уменьшению ширины ЗХР. Это объясняется тем, что значение ионного тока характеризует интенсивность химических реакций в ЗХР пламени: чем выше ток, тем выше скорость химических реакций, а значит, тоньше ширина ЗХР пламени.

На рис. 10 представлена связь ширины ЗХР пламени со скоростью распространения фронта пламени во второй фазе сгорания при изменении коэффициента избытка топлива, концентрации водорода и скоростного режима ДВС.

Выявлена линейная связь ширины пламени с его локальной скоростью, которая сохраняется при варьировании в эксперименте химического состава ТВС и интенсивности турбулентности. При этом увеличение U соответствует уменьшению δ , т. е. чем выше скорость пламени, тем тоньше ширина ЗХР. Также на рис. 10 видно, что при снижении скорости пламени ширина ЗХР стремится к максимуму, т. е. когда режим горения приобретает черты реактора идеального перемешивания, отсутствуют четкие границы между зонами сгоревшей и несгоревшей ТВС и весь процесс сгорания представляет собой одну сплошную ЗХР. С другой стороны, анализ графика показывает, что как бы ни была высока скорость распространения пламени, ширина ЗХР никогда не будет равна нулю. Полученные результаты полностью соответствуют современным представлениям [19; 20] теории турбулентного горения в условиях поршневого ДВС с искровым зажиганием и подтверждают их.

ОСНОВНЫЕ РЕЗУЛЬТАТЫ ИССЛЕДОВАНИЯ

1. Разработанные конструкции ионизационных датчиков, предназначенных для установки в различные зоны камеры сгорания переменного объема, позволяют определять в широком диапазоне по составу смеси, ее физико-химическим свойствам и режимам работы двигателя следующие характеристики сгорания: среднюю и местную турбулентную скорость распространения пламени, величину ионного тока пламени, ширину зоны турбулентного горения.

2. Выявлено, что электропроводность углеводородного пламени, оцениваемая амплитудой ионного тока пламени, характеризует изменение турбулентной скоро-

сти распространения пламени в камере сгорания переменного объема.

3. Показано, что при добавке водорода в топливо увеличение турбулентной скорости распространения пламени в основном определяется за счет ее нормальной составляющей.

4. Полученные результаты исследования позволили определить взаимосвязь ширины зоны турбулентного обмена с ионным током пламени и интенсивностью протекания химических реакций горения.

Статья публикуется при поддержке Министерства образования и науки РФ в рамках программы назначения стипендии Президента РФ для молодых ученых.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

- Li H., Gatts H. An Experimental Investigation on the Combustion Process of a Simulated Turbocharged SI Natural Gas Engine Operated on Stoichiometric Mixture // Journal of Engineering for Gas Turbines and Power. 2017. № 9. P. 35–42.
- Basshuysen R.V. Internal Combustion Engine Handbook. New York: SAE International, 2016. 1130 p.
- Verma G., Prasad R.K., Agarwal R.A. Experimental investigations of combustion, performance and emission characteristics of a hydrogen enriched natural gas fuelled prototype spark ignition engine // Fuel. 2016. Vol. 178. P. 209–217.
- Pastor J., Olmeda P., Lewiski F. Methodology for Optical Engine Characterization by Means of the Combination of Experimental and Modeling Techniques // Applied Sciences. 2018. № 8. P. 2–17.
- Gürbüz H. Experimental Evaluation of Combustion Parameters with Ion-Current Sensor Integrated to Fast Response Thermocouple in SI Engine // Journal of Energy Engineering. 2017. Vol. 143. № 2. P. 04016046.
- Gao Z., Wu X., Gao H., Liu B. Investigation on characteristics of ionization current in a spark-ignition engine fueled with natural gas-hydrogen blends with BSS denoising method // International journal of hydrogen energy. 2010. Vol. 35. № 23. P. 12918–12929.
- Calcote H. F., King I. Studies of ionization in flames by means of langmuir probes // Symposium (International) on Combustion. 1955. Vol. 5. № 1. P. 423–434.
- Степанов Е.М., Дьячков Б.Г. Ионизация в пламени и электрическом поле. М.: Металлургия, 1968. 312 с.

9. Butt R.H., Chen Y., Mack J.H. Improving ion current of sparkplug ion sensors in HCCI combustion using sodium, potassium, and cesium acetates: Experimental and numerical modeling // *Proceedings of the Combustion Institute*. 2015. № 3. P. 3107–3115.
10. *Flow and Combustion in Reciprocating Engines* / eds. C. Arcoumanis, T. Kamimoto. Verlag: Springer, 2009. 427 p.
11. Yasnikov I.S., Ivashin P.V., Shaikin A.P. On the turbulent propagation of a flame in a closed volume // *Technical Physics. The Russian Journal of Applied Physics*. 2013. Vol. 58. № 11. P. 1587–1591.
12. Shaikin A.P., Galiev, I.R. Use of Chemi-Ionization to Calculate Temperature of Hydrocarbon Flame // *Technical Physics. The Russian Journal of Applied Physics*. 2018. Vol. 63. № 4. P. 612–614.
13. Shaikin A.P., Galiev I.R. Relationship of flame propagation speed for methane–hydrogen fuel of the internal combustion engine with parameters combustion engine with parameters of ion current and hydrogen concentration // *Russian Aeronautics*. 2016. Vol. 59. № 2. P. 249–253.
14. Шайкин А.П., Ивашин П.В., Галиев И.Р., Дерячев А.Д. Характеристики распространения пламени и их влияние на образование несгоревших углеводородов и оксида азота в отработавших газах при добавке водорода в топливно-воздушную смесь энергетических установок с искровым зажиганием. Самара: Изд-во СНЦ РАН, 2016. 259 с.
15. Zhou J.X., Moreau B., Foucher F. Combustion, Performance and Emission Analysis of an Oxygen-Controlling Downsized SI Engine // *Oil and Gas Science and Technology*. 2016. Vol. 71. № 4. P. 49.
16. Morones A. Laminar and turbulent flame speeds for natural gas/hydrogen blends // *Proceedings of ASME Turbo Expo 2014: Turbine Technical Conference and Exposition*. 2014. Vol. 4B. P. 108941.
17. Khudhair O., Shahad A.K. A Review of Laminar Burning Velocity and Flame Speed of Gases and Liquid Fuels // *International Journal of Current Engineering and Technology*. 2017. Vol. 7. № 1. P. 183–197.
18. Halter F. Characterization of the effects of pressure and hydrogen concentration on laminar burning velocities of methane-hydrogen-air mixtures // *Proceedings of the Combustion Institute*. 2005. Vol. 30. № 1. P. 201–208.
19. Barot M., Kolhar S., Tripathi A. Combustion modeling of S.I. engine for prediction of turbulent flame speed // *International Journal of Engineering Research & Technology*. 2013. Vol. 2. № 4. P. 1465–1472.
20. Tripathi A.M., Panchal P., Chaudhari V. Turbulent flame speed prediction for S.I. engine using methane as fuel // *International Journal of Engineering Research and Applications (IJERA)*. 2013. Vol. 3. № 4. P. 248–254.
3. Verma G., Prasad R.K., Agarwal R.A. Experimental investigations of combustion, performance and emission characteristics of a hydrogen enriched natural gas fuelled prototype spark ignition engine. *Fuel*, 2016, vol. 178, pp. 209–217.
4. Pastor J., Olmeda P., Lewiski F. Methodology for Optical Engine Characterization by Means of the Combination of Experimental and Modeling Techniques. *Applied Sciences*, 2018, no. 8, pp. 2–17.
5. Gürbüz H. Experimental Evaluation of Combustion Parameters with Ion-Current Sensor Integrated to Fast Response Thermocouple in SI Engine. *Journal of Energy Engineering*, 2017, vol. 143, no. 2, p. 04016046.
6. Gao Z., Wu X., Gao H., Liu B. Investigation on characteristics of ionization current in a spark-ignition engine fueled with natural gas-hydrogen blends with BSS denoising method. *International journal of hydrogen energy*, 2010, vol. 35, no. 23, pp. 12918–12929.
7. Calcote H. F., King I. Studies of ionization in flames by means of langmuir probes. *Symposium (International) on Combustion*, 1955, vol. 5, no. 1, pp. 423–434.
8. Stepanov E.M., Dyachkov B.G. *Ionizatsiya v plameni i elektricheskom pole* [Ionization in flame and electric field]. Moscow, Metallurgiya Publ., 1968. 312 p.
9. Butt R.H., Chen Y., Mack J.H. Improving ion current of sparkplug ion sensors in HCCI combustion using sodium, potassium, and cesium acetates: Experimental and numerical modeling. *Proceedings of the Combustion Institute*, 2015, no. 3, pp. 3107–3115.
10. Arcoumanis C., Kamimoto T., eds. *Flow and Combustion in Reciprocating Engines*. Springer, 2009. 427 p.
11. Yasnikov I.S., Ivashin P.V., Shaikin A.P. On the turbulent propagation of a flame in a closed volume. *Technical Physics. The Russian Journal of Applied Physics*, 2013, vol. 58, no. 11, pp. 1587–1591.
12. Shaikin A.P., Galiev, I.R. Use of Chemi-Ionization to Calculate Temperature of Hydrocarbon Flame. *Technical Physics. The Russian Journal of Applied Physics*, 2018, vol. 63, no. 4, pp. 612–614.
13. Shaikin A.P., Galiev I.R. Relationship of flame propagation speed for methane–hydrogen fuel of the internal combustion engine with parameters combustion engine with parameters of ion current and hydrogen concentration. *Russian Aeronautics*, 2016, vol. 59, no. 2, pp. 249–253.
14. Shaykin A.P., Ivashin P.V., Galiev I.R., Deryachev A.D. *Kharakteristiki rasprostraneniya plameni i ikh vliyanie na obrazovanie nesgorevshikh uglevodородov i oksida азота v otrabotavshikh gazakh pri dobavke vodoroda v toplivno-vozdushnuyu smes' energeticheskikh ustano-vok s iskrovym zazhiganiem* [Characteristics of flame propagation and their influence on the formation of unburned hydrocarbons and nitric oxide in the exhaust gases with the addition of hydrogen to the fuel-air mixture of spark-ignition power plants]. Samara, SNTs RAN Publ., 2016. 259 p.
15. Zhou J.X., Moreau B., Foucher F. Combustion, Performance and Emission Analysis of an Oxygen-Controlling Downsized SI Engine. *Oil and Gas Science and Technology*, 2016, vol. 71, no. 4, p. 49.
16. Morones A. Laminar and turbulent flame speeds for natural gas/hydrogen blends. *Proceedings of ASME Turbo*

REFERENCES

1. Li H., Gatts H. An Experimental Investigation on the Combustion Process of a Simulated Turbocharged SI Natural Gas Engine Operated on Stoichiometric Mixture. *Journal of Engineering for Gas Turbines and Power*, 2017, no. 9, pp. 35–42.
2. Basshuysen R.V. *Internal Combustion Engine Handbook*. New York, SAE International, 2016. 1130 p.

- Expo 2014: Turbine Technical Conference and Exposition*, 2014, vol. 4B, p. 108941.
17. Khudhair O., Shahad A.K. A Review of Laminar Burning Velocity and Flame Speed of Gases and Liquid Fuels. *International Journal of Current Engineering and Technology*, 2017, vol. 7, no. 1, pp. 183–197.
18. Halter F. Characterization of the effects of pressure and hydrogen concentration on laminar burning velocities of methane-hydrogen-air mixtures. *Proceedings of the Combustion Institute*, 2005, vol. 30, no. 1, pp. 201–208.
19. Barot M., Kolhar S., Tripathi A. Combustion modeling of S.I. engine for prediction of turbulent flame speed. *International Journal of Engineering Research & Technology*, 2013, vol. 2, no. 4, pp. 1465–1472.
20. Tripathi A.M., Panchal P., Chaudhari V. Turbulent flame speed prediction for S.I. engine using methane as fuel. *International Journal of Engineering Research and Applications (IJERA)*, 2013, vol. 3, no. 4, pp. 248–254.

THE STUDY OF SPECIAL ASPECTS OF COMBUSTION IN A VARIABLE VOLUME COMBUSTION CHAMBER

© 2019

A.P. Shaikin, Doctor of Sciences (Engineering), Professor,
professor of Chair “Power Machines and Control Systems”

P.V. Ivashin, PhD (Engineering), Associate Professor,
assistant professor of Chair “Power Machines and Control Systems”

I.R. Galiev, PhD (Engineering), assistant professor of Chair “Design and Operation of Cars”

I.N. Bobrovsky, PhD (Engineering),

Deputy Director for Scientific and Methodological Work of the Institute of Chemistry and Environmental Engineering

A.D. Deryachev, PhD (Engineering), Engineer of Chair “Power Machines and Control Systems”

A.Ya. Tverdokhlebov, Engineer of Chair “Power Machines and Control Systems”

Togliatti State University, Togliatti (Russia)

Keywords: hydrocarbon fuel; chemiionization; flame propagation characteristics; variable volume combustion chamber; combustion process; combustion phase; width of flame chemical reactions area; flame propagation velocity; ionization sensor.

Abstract: The paper covers the study of special aspects of the application of ionization sensors intended for determining the characteristics of flame propagation (flame propagation velocity and the width of chemical combustion reactions area) in the variable volume combustion chamber. The review of contemporary methods of study of the process of hydrocarbon fuel combustion in piston engines showed the perspective of ionization sensors application. On a single-cylinder engine, the authors experimentally obtained and studied the main parameters of fuel combustion using the specially developed ionization sensors designed for identifying the characteristics of flame propagation when changing temperature, pressure, turbulence, and the combustion chamber volume in a wide range within several milliseconds. The variance of ion current, flame propagation turbulent velocity and the width of combustion chemical reactions area are determined depending on the fuel-air mixture composition when changing its physical and chemical properties due to the addition of hydrogen. It is shown that the change in the flame propagation turbulent velocity when adding hydrogen is caused by the increase in its normal component, and the width of turbulent combustion area is linearly related to the ion current value and its variance reflects the intensity of chemical combustion reactions. It is identified that despite the change in the excess air factor, the hydrogen concentration in fuel, and the engine speed rate, the linear dependence of flame width on the flame propagation turbulent velocity in the second combustion phase remains: the velocity increase corresponds to the flame width narrowing.

НАШИ АВТОРЫ

Бобровский Игорь Николаевич, кандидат технических наук, заместитель директора по научно-методической работе Института химии и инженерной экологии.

Адрес: Тольяттинский государственный университет, 445020, Россия, г. Тольятти, ул. Белорусская, 14.

Тел.: (8482) 54-63-99

E-mail: office@tltsu.ru

Бондаренко Алексей Валентинович, студент.

Адрес: Тольяттинский государственный университет, 445020, Россия, г. Тольятти, ул. Белорусская, 14.

E-mail: klevtsov11948@mail.ru

Бочкарев Александр Геннадьевич, аспирант кафедры «Сварка, обработка материалов давлением и родственные процессы».

Адрес: Тольяттинский государственный университет, 445020, Россия, г. Тольятти, ул. Белорусская, 14.

Тел.: (8482) 53-91-04

E-mail: a.bochkarev93@mail.ru

Бочкарев Пётр Юрьевич, доктор технических наук, профессор.

Адрес: Саратовский государственный технический университет имени Гагарина Ю.А., 410054, Россия, г. Саратов, ул. Политехническая, 77.

Тел.: (8452) 99-86-35

E-mail: bpy@mail.ru

Волокобинский Евгений Михайлович, инженер кафедры конструирования и технологии производства радиоэлектронных средств.

Адрес: Санкт-Петербургский государственный университет телекоммуникаций им. проф. М.А. Бонч-Бруевича, 193232, Россия, г. Санкт-Петербург, пр-т Большевиков, 22, корп. 1.

Тел.: +7 911 210-79-93

E-mail: volii1992@mail.ru

Выбойщик Михаил Александрович, доктор физико-математических наук, профессор, профессор кафедры «Нанотехнологии, материаловедение и механика».

Адрес: Тольяттинский государственный университет, 445020, Россия, г. Тольятти, ул. Белорусская, 14.

Тел.: 8 917 120-34-73

E-mail: vma@63.ru

Галиев Ильдар Ринатович, кандидат технических наук, доцент кафедры «Проектирование и эксплуатация автомобилей».

Адрес: Тольяттинский государственный университет, 445020, Россия, г. Тольятти, ул. Белорусская, 14.

Тел.: (8482) 54-63-99

E-mail: sbs777@yandex.ru

Гущин Антон Андреевич, инженер.

Адрес: ООО «Средневожский сертификационно-диагностический центр "Дельта"», 445009, Россия, г. Тольятти, ул. Победы, 22/1.

Тел.: (8482) 31-75-55

E-mail: ya.antoxa63@yandex.ru

Дерячев Александр Дмитриевич, кандидат технических наук, инженер кафедры «Энергетические машины и системы управления».

Адрес: Тольяттинский государственный университет, 445020, Россия, г. Тольятти, ул. Белорусская, 14.

Тел.: +7 (8482) 54-63-99

E-mail: office@tltsu.ru

Засыпкин Сергей Васильевич, студент.

Адрес: Тольяттинский государственный университет, 445020, Россия, г. Тольятти, ул. Белорусская, 14.

E-mail: klevtsov11948@mail.ru

Ивашин Павел Валентинович, кандидат технических наук, доцент, доцент кафедры «Энергетические машины и системы управления».

Адрес: Тольяттинский государственный университет, 445020, Россия, г. Тольятти, ул. Белорусская, 14.

Тел.: (8482) 54-63-99

E-mail: office@tltsu.ru

Иоффе Андрей Владиславович, кандидат технических наук, руководитель департамента материаловедения.

Адрес: ООО «ИТ-Сервис», 443001, Россия, г. Самара, ул. Ульяновская/Ярмарочная, 52/55.

Тел.: (8462) 12-00-39

E-mail: ioffeav@its-samara.com

Киселёв Евгений Степанович, доктор технических наук, профессор.

Адрес: Ульяновский государственный технический университет, 432027, Россия, г. Ульяновск, ул. Северный Венец, 32.

Тел.: +7 960 376-05-52

E-mail: kec.ulstu@mail.ru

Клевцов Геннадий Всеволодович, доктор технических наук, профессор, исполняющий обязанности заведующего кафедрой «Нанотехнологии, материаловедение и механика».

Адрес: Тольяттинский государственный университет, 445020, Россия, г. Тольятти, ул. Белорусская, 14.

Тел.: 8 937 661-73-22

E-mail: klevtsov11948@mail.ru

Клевцова Наталья Артуровна, доктор технических наук, доцент, профессор кафедры «Нанотехнологии, материаловедение и механика».

Адрес: Тольяттинский государственный университет, 445020, Россия, г. Тольятти, ул. Белорусская, 14.

E-mail: klevtsov11948@mail.ru

Ковтунов Александр Иванович, доктор технических наук, доцент, профессор кафедры «Сварка, обработка материалов давлением и родственные процессы».

Адрес: Тольяттинский государственный университет, 445020, Россия, г. Тольятти, ул. Белорусская, 14.

Тел.: (8482) 53-91-04

E-mail: akovtunov@rambler.ru

Линдеров Михаил Леонидович, кандидат физико-математических наук, старший научный сотрудник Научно-исследовательского института прогрессивных технологий.

Адрес: Тольяттинский государственный университет, 445020, Россия, г. Тольятти, ул. Белорусская, 14.

E-mail: klevtsov11948@mail.ru

Мальшев Владимир Ильич, кандидат технических наук, профессор.

Адрес: Тольяттинский государственный университет, 445020, Россия, г. Тольятти, ул. Белорусская, 14.

Мезин Николай Владимирович, магистрант.

Адрес: Ульяновский государственный технический университет, 432027, Россия, г. Ульяновск, ул. Северный Венец, 32.

E-mail: macbet@list.ru

Мерсон Дмитрий Львович, доктор физико-математических наук, директор Научно-исследовательского института прогрессивных технологий.

Адрес: Тольяттинский государственный университет, 445020, Россия, г. Тольятти, ул. Белорусская, 14.

E-mail: d.merson@tltsu.ru

Мерсон Евгений Дмитриевич, кандидат физико-математических наук, старший научный сотрудник Научно-исследовательского института прогрессивных технологий.

Адрес: Тольяттинский государственный университет, 445020, Россия, г. Тольятти, ул. Белорусская, 14.

E-mail: mersoned@gmail.com

Митин Сергей Геннадьевич, доктор технических наук, доцент.

Адрес: Саратовский государственный технический университет имени Гагарина Ю.А., 410054, Россия, г. Саратов, ул. Политехническая, 77.

Тел.: +7 917 204-57-25

E-mail: ser_gen@inbox.ru

Мурашкин Сергей Викторович, кандидат технических наук, доцент, доцент кафедры «Нанотехнологии, материаловедение и механика».

Адрес: Тольяттинский государственный университет, 445020, Россия, г. Тольятти, ул. Белорусская, 14.

Тел.: (8482) 54-63-23

E-mail: sv.murashkin@yandex.ru

Назаров Михаил Вадимович, аспирант.

Адрес: Ульяновский государственный технический университет, 432027, Россия, г. Ульяновск, ул. Северный Венец, 32.

E-mail: nazarov.mv@inbox.ru

Плахотный Денис Иванович, старший преподаватель кафедры «Сварка, обработка материалов давлением и родственные процессы».

Адрес: Тольяттинский государственный университет, 445020, Россия, г. Тольятти, ул. Белорусская, 14.

Тел.: (8482) 53-91-04

E-mail: d01125@mail.ru

Попков Артем Андреевич, магистрант кафедры космического машиностроения.

Адрес: Самарский национальный исследовательский университет имени академика С.П. Королева, 443086, Россия, г. Самара, Московское шоссе, 34.

Тел.: 8 937 184-20-73

E-mail: artiem.popkov.95@mail.ru

Разманов Иван Александрович, аспирант.

Адрес: Саратовский государственный технический университет имени Гагарина Ю.А., 410054, Россия, г. Саратов, ул. Политехническая, 77.

Тел.: (8452) 99-86-30

E-mail: ivraz@inbox.ru

Селиванов Александр Сергеевич, кандидат технических наук, доцент, заместитель ректора – директор Института машиностроения.

Адрес: Тольяттинский государственный университет, 445020, Россия, г. Тольятти, ул. Белорусская, 16в.

Тел.: (8482) 53-94-53

E-mail: SelivAS@inbox.ru

Твердохлебов Андрей Яковлевич, инженер кафедры «Энергетические машины и системы управления».

Адрес: Тольяттинский государственный университет, 445020, Россия, г. Тольятти, ул. Белорусская, 14.

Тел.: (8482) 54-63-99

E-mail: office@tltsu.ru

Филатов Валентин Александрович, кандидат технических наук, доцент кафедры космического машиностроения.

Адрес: Самарский национальный исследовательский университет имени академика С.П. Королева, 443086, Россия, г. Самара, Московское шоссе, 34.

Тел.: 8 927 700-97-22

E-mail: filatov_va@mail.ru

Филипов Александр Геннадиевич, аспирант кафедры автоматических систем энергетических установок.

Адрес: Самарский национальный исследовательский университет имени академика С.П. Королева, 443086, Россия, г. Самара, Московское шоссе, 34.

Тел.: 8 937 983-23-04

E-mail: iskander-filipov@yandex.ru

Шайкин Александр Петрович, доктор технических наук, профессор, профессор кафедры «Энергетические машины и системы управления».

Адрес: Тольяттинский государственный университет, 445020, Россия, г. Тольятти, ул. Белорусская, 14.

Тел.: (8482) 54-63-99

E-mail: office@tltsu.ru

OUR AUTHORS

Bobrovsky Igor Nikolaevich, PhD (Engineering), Deputy Director for Scientific and Methodological Work of the Institute of Chemistry and Environmental Engineering.

Address: Togliatti State University, 445020, Russia, Togliatti, Belorusskaya Street, 14.

Tel.: (8482) 54-63-99

E-mail: office@tltsu.ru

Bochkarev Aleksandr Gennadievich, postgraduate student of Chair “Welding, pressure treatment of materials and allied processes”.

Address: Togliatti State University, 445020, Russia, Togliatti, Belorusskaya Street, 14.

Tel.: (8482) 53-91-04

E-mail: a.bochkarev93@mail.ru

Bochkaryov Pyotr Yurievich, Doctor of Sciences (Engineering), Professor.

Address: Yuri Gagarin Saratov State Technical University, 410054, Russia, Saratov, Politekhnikeskaya Street, 77.

Tel.: (8452) 99-86-35

E-mail: bpy@mail.ru

Bondarenko Aleksey Valentinovich, student.

Address: Togliatti State University, 445020, Russia, Togliatti, Belorusskaya Street, 14.

E-mail: klevtsov11948@mail.ru

Deryachev Aleksandr Dmitrievich, PhD (Engineering), Engineer of Chair “Power Machines and Control Systems”.

Address: Togliatti State University, 445020, Russia, Togliatti, Belorusskaya Street, 14.

Tel.: (8482) 54-63-99

E-mail: office@tltsu.ru

Filatov Valentin Aleksandrovich, PhD (Engineering), assistant professor of Chair of Space Engineering.

Address: Academician S.P. Korolev Samara State National Research University, 443086, Samara, Moskovskoye Shosse, 34.

Tel.: 8 927 700-97-22

E-mail: filatov_va@mail.ru

Filipov Aleksandr Gennadievich, postgraduate student of Chair of Power Plants Automatic Systems.

Address: Academician S.P. Korolev Samara State National Research University, 443086, Samara, Moskovskoye Shosse, 34.

Tel.: 8 937 983-23-04

E-mail: iskander-filipov@yandex.ru

Galiev Ildar Rinatovich, PhD (Engineering), assistant professor of Chair “Design and Operation of Cars”.

Address: Togliatti State University, 445020, Russia, Togliatti, Belorusskaya Street, 14.

Tel.: (8482) 54-63-99

E-mail: sbs777@yandex.ru

Gushchin Anton Andreevich, engineer.

Address: LLC “Srednevolzhsky Certification and Test Center “Delta”, 445009, Russia, Togliatti, Pobedy Street, 22/1.

Tel.: (8482) 31-75-55

E-mail: ya.antoxa63@yandex.ru

Ioffe Andrey Vladislavovich, PhD (Engineering), Head of Department of Materials Science.

Address: LLC “IT-Service”, 443001, Russia, Samara, Ulyanovskaya/Yarmarochnaya Street, 52/55.

Tel.: (8462) 12-00-39

E-mail: ioffeav@its-samara.com

Ivashin Pavel Valentinovich, PhD (Engineering), Associate Professor, assistant professor of Chair “Power Machines and Control Systems”.

Address: Togliatti State University, 445020, Russia, Togliatti, Belorusskaya Street, 14.

Tel.: (8482) 54-63-99

E-mail: office@tltsu.ru

Kiselev Evgeny Stepanovich, Doctor of Sciences (Engineering), Professor.

Address: Ulyanovsk State Technical University, 432027, Russia, Ulyanovsk, Severny Venets Street, 32.

Tel.: +7 960 376-05-52

E-mail: kec.ulstu@mail.ru

Klevtsov Gennady Vsevolodovich, Doctor of Sciences (Engineering), Professor, Acting Head of Chair “Nanotechnologies, Materials Science and Mechanics”.

Address: Togliatti State University, 445020, Russia, Togliatti, Belorusskaya Street, 14.

Tel.: 8 937 661-73-22

E-mail: klevtsov11948@mail.ru

Klevtsova Natalya Arturovna, Doctor of Sciences (Engineering), Associate Professor, professor of Chair “Nanotechnologies, Materials Science and Mechanics”.

Address: Togliatti State University, 445020, Russia, Togliatti, Belorusskaya Street, 14.

E-mail: klevtsov11948@mail.ru

Kovtunov Aleksandr Ivanovich, Doctor of Sciences (Engineering), Associate Professor, professor of Chair “Welding, pressure treatment of materials and allied processes”.

Address: Togliatti State University, 445020, Russia, Togliatti, Belorusskaya Street, 14.

Tel.: (8482) 53-91-04

E-mail: akovtunov@rambler.ru

Linderov Mikhail Leonidovich, PhD (Physics and Mathematics), senior researcher of the Research Institute of Progressive Technologies.

Address: Togliatti State University, 445020, Russia, Togliatti, Belorusskaya Street, 14.

E-mail: klevtsov11948@mail.ru

Malyshev Vladimir Ilyich, PhD (Engineering), Professor.

Address: Togliatti State University, 445020, Russia, Togliatti, Belorusskaya Street, 14.

Merson Dmitry Lvovich, Doctor of Sciences (Physics and Mathematics), Director of the Research Institute of Progressive Technologies.

Address: Togliatti State University, 445020, Russia, Togliatti, Belorusskaya Street, 14.

E-mail: d.merson@tltu.ru

Merson Evgeny Dmitrievich, PhD (Physics and Mathematics), senior researcher of the Research Institute of Progressive Technologies.

Address: Togliatti State University, 445020, Russia, Togliatti, Belorusskaya Street, 14.

E-mail: mersoned@gmail.com

Mezin Nikolay Vladimirovich, graduate student.

Address: Ulyanovsk State Technical University, 432027, Russia, Ulyanovsk, Severny Venets Street, 32.

E-mail: macbet@list.ru

Mitin Sergey Gennadievich, Doctor of Sciences (Engineering), Associate Professor.

Address: Yuri Gagarin Saratov State Technical University, 410054, Russia, Saratov, Politekhnikeskaya Street, 77.

Tel.: +7 917 204-57-25

E-mail: ser_gen@inbox.ru

Murashkin Sergey Viktorovich, PhD (Engineering), Associate Professor, assistant professor of Chair “Nanotechnologies, Material Science and Mechanics”.

Address: Togliatti State University, 445020, Russia, Togliatti, Belorusskaya Street, 14.

Tel.: (8482) 54-63-23

E-mail: sv.murashkin@yandex.ru

Nazarov Mikhail Vadimovich, postgraduate student.

Address: Ulyanovsk State Technical University, 432027, Russia, Ulyanovsk, Severny Venets Street, 32.

E-mail: nazarov.mv@inbox.ru

Plakhotny Denis Ivanovich, senior lecturer of Chair “Welding, pressure treatment of materials and allied processes”.

Address: Togliatti State University, 445020, Russia, Togliatti, Belorusskaya Street, 14.

Tel.: (8482) 53-91-04

E-mail: d01125@mail.ru

Popkov Artem Andreevich, graduate student of Chair of Space Engineering.

Address: Academician S.P. Korolev Samara State National Research University, 443086, Samara, Moskovskoye Shosse, 34.

Tel.: 8 937 184-20-73

E-mail: artiem.popkov.95@mail.ru

Razmanov Ivan Aleksandrovich, postgraduate student.

Address: Yuri Gagarin Saratov State Technical University, 410054, Russia, Saratov, Politekhnikeskaya Street, 77.

Tel.: (8452) 99-86-30

E-mail: ivraz@inbox.ru

Selivanov Aleksandr Sergeevich, PhD (Engineering), Associate Professor, Deputy Rector – Director of Mechanical Engineering Institute.

Address: Togliatti State University, 445020, Russia, Togliatti, Belorusskaya Street, 16v.

Tel.: (8482) 53-94-53

E-mail: SelivAS@inbox.ru

Shaikin Aleksandr Petrovich, Doctor of Sciences (Engineering), Professor, professor of Chair “Power Machines and Control Systems”.

Address: Togliatti State University, 445020, Russia, Togliatti, Belorusskaya Street, 14.

Tel.: (8482) 54-63-99

E-mail: office@tltsu.ru

Tverdokhlebov Andrey Yakovlevich, Engineer of Chair “Power Machines and Control Systems”.

Address: Togliatti State University, 445020, Russia, Togliatti, Belorusskaya Street, 14.

Tel.: (8482) 54-63-99

E-mail: office@tltsu.ru

Volokobinsky Evgeny Mikhailovich, engineer of Chair of Designing and Technology of Production of Radioelectronic Facilities.

Address: Bonch-Bruевич Saint-Petersburg State University of Telecommunications, 193232, Russia, Saint-Petersburg, Prospect Bolshevikov, 22, block 1.

Tel.: +7 911 210-79-93

E-mail: volii1992@mail.ru

Vyboishchik Mikhail Aleksandrovich, Doctor of Science (Physics and Mathematics), Professor, professor of Chair “Nanotechnologies, Materials Science and Mechanics”.

Address: Togliatti State University, 445020, Russia, Togliatti, Belorusskaya Street, 14.

Tel.: 89171203473

E-mail: vma@63.ru

Zasyppkin Sergey Vasilievich, student.

Address: Togliatti State University, 445020, Russia, Togliatti, Belorusskaya Street, 14.

E-mail: klevtsov11948@mail.ru