

НАУКОЁМКИЕ ТЕХНОЛОГИИ В МАШИНОСТРОЕНИИ

№ 5 (59)

2016

Издается с июля 2011 г.

ЕЖЕМЕСЯЧНЫЙ НАУЧНО-ТЕХНИЧЕСКИЙ И ПРОИЗВОДСТВЕННЫЙ ЖУРНАЛ

Выходит при содействии Ассоциации технологов-машиностроителей

СОДЕРЖАНИЕ

Главный редактор

Заслуженный деятель науки и техники РФ
д.т.н., проф. СУСЛОВ А.Г.

Председатель редакционного совета

чл.-кор. РАН ПРИХОДЬКО В.М.

Зам. председателя редакционного совета

д.т.н., проф. ГРИГОРЬЯНЦ А.Г.

Редакционный совет:

д.ф.-м.н., проф. АМОСОВ А.П. (г. Самара)

д.т.н., проф. АРТЁМОВ И.И. (г. Пенза)

д.т.н., проф. БАЗРОВ Б.М. (г. Москва)

д.т.н., проф. БЕЛОВ В.Д. (г. Москва)

д.т.н., проф. БОЛДЫРЕВ А.И. (г. Воронеж)

д.т.н., проф. БОЧКАРЁВ П.Ю. (г. Саратов)

акад. НАН Беларуси

ВИТЯЗЬ П.А. (г. Минск, Беларусь)

д.т.н., проф. ДЁМИН В.А. (г. Москва)

д.т.н., проф. ЕМЕЛЬЯНОВ С.Г. (г. Курск)

д.т.н., проф. ЗУБАРЕВ Ю.М. (г. Санкт-Петербург)

д.т.н., проф. КИРИЧЕК А.В. (г. Брянск)

д.т.н., проф. КЛИМЕНКО С.А. (г. Киев, Украина)

чл.-кор. РАН ЛЫСАК В.И. (г. Волгоград)

д.т.н., проф. МАКАРОВ В.Ф. (г. Пермь)

д.т.н., проф. МАЛИКОВ А.А. (г. Тула)

д.т.н., проф. МИХАЙЛОВ А.Н. (г. Донецк, Украина)

д.т.н., проф. МОРОЗОВ В.В. (г. Владимир)

д.т.н., проф. МОТРЕНКО П.Д. (г. Ростов-на-Дону)

д.т.н., проф. ОЛЕЙНИК А.В. (г. Москва)

д.т.н., проф. ПОЛЕТАЕВ В.А. (г. Рыбинск)

д.т.н., проф. СИТНИКОВ А.А. (г. Барнаул)

д.т.н., проф. СМОЛЕНЦЕВ В.П. (г. Воронеж)

д.т.н., проф. СХИРТЛАДЗЕ А.Г. (г. Москва)

д.т.н., проф. ФАТЮХИН Д.С. (г. Москва)

д.т.н., проф. ХАНДОЖКО А.В. (г. Брянск)

д.т.н., проф. ХЕЙФЕЦ М.Л. (г. Минск, Беларусь)

д.т.н., проф. ХУДОБИН Л.В. (г. Ульяновск)

д.т.н., проф. ШАВРИН О.И. (г. Ижевск)

Редактор

ДЮБКОВА Н.В.

DOI:10.12737/issn.2223-4608

Журнал распространяется по подписке,
которую можно оформить в любом почтовом
отделении индекс по каталогу
«Роспечать» 79195.

Тел. редакции: 8-903-592-87-39

E-mail: naukatm@yandex.ru

www.ntmash.tu-bryansk.ru

Журнал зарегистрирован Федеральной службой по
надзору в сфере связи, информационных технологий
и массовых коммуникаций (Роскомнадзор).

Свидетельство о регистрации

ПН № ФС77-43337

НАУКОЁМКИЕ ТЕХНОЛОГИИ В ЗАГОТОВИТЕЛЬНОМ ПРОИЗВОДСТВЕ

Овчинников В.В. Научно-технические технологии сварки в производстве объектов
транспорта из алюминиевых сплавов 3

НАУКОЁМКИЕ ТЕХНОЛОГИИ МЕХАНИЧЕСКОЙ ОБРАБОТКИ ЗАГОТОВОК

Новоселов Ю.К., Братан С.М., Богущкий В.Б. Влияние случайной
составляющей отклонений профиля инструмента на динамику процесса
круглого наружного шлифования 10

Макаров В.Ф., Никитин С.П., Норин А.О. Повышение качества и
производительности при профильном глубинном шлифовании турбинных
лопаток 17

Бржозовский Б.М., Славин А.В. Повышение эффективности шлифования
путем управления физико-химическими процессами в контакте
«инструмент – заготовка» 24

НАУКОУМКИЕ ТЕХНОЛОГИИ ИЗГОТОВЛЕНИЯ ДЕТАЛЕЙ ИЗ НЕМЕТАЛЛИЧЕСКИХ МАТЕРИАЛОВ

Зубарев Ю.М., Приемышев А.В., Заостровский А.С. Особенности
технологии механической обработки углепластиков 30

НАУКОЕМКИЕ ТЕХНОЛОГИИ ПРИ СБОРКЕ МАШИН

Суслов А.Г., Федонин О.Н., Польский Е.А. Научно-техническая технология
повышения качества сборочных единиц машин на этапах
жизненного цикла 34

Терехов В.М., Кондратенко Л.А. Прогрессивная технология роликового
вальцевания теплообменных труб 42

Журнал входит в перечень утвержденных ВАК при Минобрнауки России
изданий для публикации трудов соискателей ученых степеней

Перепечатка, все виды копирования и воспроизведения материалов,
публикуемых в журнале «Научно-технические технологии в машиностроении»,
допускаются со ссылкой на источник информации и только
с разрешения редакции.

SCIENCE INTENSIVE TECHNOLOGIES IN MECHANICAL ENGINEERING

№ 5 (59)

2016

Publishes from July 2011

MONTHLY SCIENTIFIC TECHNICAL AND PRODUCTION JOURNAL

Comes out with assistance of Engineering Technologists Association

Editor-in-chief

Honoured Scientist and Engineer of Russia
d.en.s. SUSLOV A.G.

Chairman of Editorial Committee

m.-corr. RAS PRIHOD'KO V.M.

Chairman Assistant

d.en.s., prof. GRIGOR'YANTS A.G.

Editorial Committee:

d.p.-m.s., prof. AMOSOV A.P. (Samara)

d.en.s., prof. ARTEMOV I.I. (Penza)

d.en.s., prof. BAZROV B.M. (Moscow)

d.en.s., prof. BELOV V.D. (Moscow)

d.en.s., prof. BOLDYREV A.I. (Voronezh)

d.en.s., prof. BOCHKAREV P.Yu. (Saratov)

Acad. NAS of Belarus

VITYAZ' P.A. (Minsk, Belarus)

d.en.s., prof. DEMIN V.A. (Moscow)

d.en.s., prof. EMEL'YANOV S.G. (Kursk)

d.en.s., prof. ZUBAREV Yu.M. (St. Petersburg)

d.en.s., prof. KIRICHEK A.V. (Bryansk)

d.en.s., prof. KLIMENKO S.A. (Kiev, Ukraine)

m.-corr. RAS LYSAK V.I. (Volgograd)

d.en.s., prof. MAKAROV V.F. (Perm')

d.en.s., prof. MALIKOV A.A. (Tula)

d.en.s., prof. MIHAJLOV A.N. (Doneck, Ukraine)

d.en.s., prof. MOROZOV V.V. (Vladimir)

d.en.s., prof. MOTRENKO P.D. (Rostov-on-Don)

d.en.s., prof. OLEJNIK A.V. (Moscow)

d.en.s., prof. POLETAEV V.A. (Rybinsk)

d.en.s., prof. SITNIKOV A.A. (Barnaul)

d.en.s., prof. SMOLENCEV V.P. (Voronezh)

d.en.s., prof. SHIRTLADZE A.G. (Moscow)

d.en.s., prof. FATYUKHIN D.C. (Moscow)

d.en.s., prof. HANDOZHKO A.V. (Bryansk)

d.en.s., prof. HEJFETS M.L. (Minsk, Belarus)

d.en.s., prof. HUDOBIN L.V. (Ul'yanovsk)

d.en.s., prof. SHAVRIN O.I. (Izhevsk)

Editor

DJUBKOVA N.V.

DOI:10.12737/issn.2223-4608

Journal is spreaded on a subscription, witch can be issued in any post office (index on the catalogues: «Rospechat» 79195).

Editorial office Ph: 8-903-592-87-39

E-mail: naukatm@yandex.ru

www.ntmash.tu-bryansk.ru

The Journal is registered by the Federal Service for Supervision in the Sphere of Telecom, Information Technologies and Mass Communications of Russian Federation (ROSKOMNADZOR).

Registration certificate

ПИ № ФС77-43337

CONTENTS

SCIENCE INTENSIVE TECHNOLOGIES IN BLANK PRODUCTION

Ovchinnikov V.V. Science intensive technologies of welding in aluminum alloy vehicle manufacturing 3

SCIENCE INTENSIVE TECHNOLOGIES OF MACHINING

Novosyolov Yu.K., Bratan S.M., Bogutsky V.B. Effect of random component in tool profile deviations upon dynamics of external circular grinding 10

Makarov V.F., Nikitin S.P., Norin A.O. Quality and productivity increase at profile creep feed grinding of turbine blades 17

Brzhozovsky B.M., Slavin A.V. Grinding efficiency increase through physical – chemical processes control in “tool-billet” contact 24

SCIENCE INTENSIVE TECHNOLOGIES OF NONMETALLIC PARTS PRODUCTION

Zubarev Yu.M., Priyomyshev A.V., Zaostrovsky A.S. Modification of surface layer in aluminum alloys by electroerosion coating 30

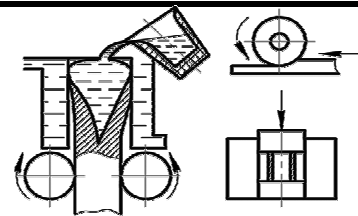
SCIENCE INTENSIVE TECHNOLOGIES IN MACHINE ASSEMBLY

Suslov A.G., Fedonin O.N., Polsky E.A. Science intensive technology of quality increase in machinery assembly units at life cycle stage 34

Terekhov V.M., Kondratenko L.A. Advanced technology of heat-exchange pipe roller rolling 30

Journal is included into the list approved by The State Commission for academic degrees and titles under the Ministry of Education and Science of the Russian Federation

Reprint is possible only with the reference to the journal
«Science intensive technologies in mechanical engineering»



УДК 621.789
DOI: 10.12737/18708

В.В. Овчинников, д.т.н.
(Московский государственный машиностроительный университет "МАМИ"
Москва, Автозаводская ул., д. 16)
E-mail: vikov1956@mail.ru

Научноёмкие технологии сварки в производстве объектов транспорта из алюминиевых сплавов

Показана эффективность использования алюминиевых сплавов для изготовления цистерн автомобилей бензовозов, цементовозов и кузовов грузовых вагонов железнодорожного транспорта. Для изготовления этих объектов эффективно использование алюминиевых сплавов 1565 и В1341, сварные соединения которых выполняются с использованием научноёмких технологий плазменной сварки и сварки трением с перемешиванием.

Ключевые слова: массовая отдача; алюминиевые сплавы; удельная прочность; цистерны; грузовые вагоны; плазменная сварка; сварка трением с перемешиванием; механические свойства.

V.V. Ovchinnikov, D.Eng.
(Moscow State University of Mechanical Engineering "MSUME"
16, Autozavodskaya Str., Moscow)

Science intensive technologies of welding in aluminum alloy vehicle manufacturing

The effectiveness of aluminum alloy use for manufacturing gears of tank trucks, cement trucks and freight car bodies of railway transport is shown. For these objects manufacturing it is efficiently to use aluminum alloys 1565 and В 1341 the welded joints of which are made with the use of science intensive techniques of plasma-arc welding and friction welding with an agitation.

Keywords: additive mass output; aluminum alloys; strength-to-weight ratio; tank trucks; freight cars; plasma-arc welding; friction welding with agitation; stress-strain properties.

Создание оптимальной конструкции является сложной многофакторной задачей. Под оптимизацией конструкции подразумевается достижение лучшего сочетания эффективности и стоимости.

К основным показателям эффективности транспортного средства можно отнести, прежде всего, массовую отдачу конструкции, которая определяется как отношение перевозимой массы к массе самого транспортного средства. Другими важными показателями являются энергозатраты и ресурс транспортного средства, оцениваемый числом пройденных километров до капитального ремонта или утилизации.

Другими показателями надежности являются эксплуатационная надежность, определяемая числом отказов на число пройденных километров, и ремонтпригодность, которые в меньшей степени поддаются численной оценке.

Как правило, выпадают из поля зрения конструктора такие показатели, как рециклизация (т.е. переработка отходов), утилизация транспортного средства и его экологичность.

Доминантной характеристикой эффективности конструкции транспортного средства является ее массовая отдача. Реализация задачи повышения массовой отдачи невозможна без прогресса в области создания и исполь-

зования новых материалов.

Снижение массы конструкции при сохранении ее работоспособности возможно за счет использования материала с большей статической прочностью, которая определяется пределом текучести σ_T и временным сопротивлением σ_B , или за счет материала с более низкой плотностью γ . Интегральной характеристикой в этом случае будет удельная прочность.

Необходимо отметить, что если повышение временного сопротивления σ_B на несколько процентов приводит к непропорционально меньшему снижению массы, то при уменьшении плотности на эту же величину снижается масса конструкции. Сравнительные свойства материалов разного класса приведены в табл. 1.

Высокий уровень удельной прочности алюминиевых сплавов объясняет тот факт, что

планер современных аэробусов состоит на 80 % из алюминиевых сплавов.

1. Сравнительные свойства материалов разного класса

Материал	Временное сопротивление σ_B , МПа	Плотность γ , г/см ³	Удельная прочность σ_B/γ , км
Сталь	1619	7,9	20,9
Титановые сплавы	932	4,5	21,1
Алюминиевые сплавы	588	2,8	21,4

Механические характеристики листовых сталей, используемых при изготовлении автомобилей, грузовых железнодорожных вагонов для холодной штамповки, и алюминиевых высокотехнологичных сплавов представлены в табл. 2.

2. Механические характеристики сталей и алюминиевых сплавов

Материал	Предел текучести $\sigma_{0,2}$, МПа	Временное сопротивление σ_B , МПа	Относительное удлинение δ_{10} , %	Удельная прочность σ_B/γ , км
08Ю	Не менее 195	250...350	36	4,5
10ХНДП	–	480	–	6,12
09Г2С	–	450	–	5,77
В1341	170	310	25	12,0
1565ч	190	335	18,6	12,64

На основе анализа данных табл. 2, можно заключить, что алюминиевые сплавы превосходят стали по удельной прочности в 2–2,5 раза. Широкому применению алюминиевых сплавов в конструкциях транспортных средств до недавнего времени препятствовали два обстоятельства: более высокая стоимость алюминиевых сплавов и технологические трудности по формообразованию и сварке деталей из алюминиевых сплавов в условиях серийного производства.

В последнее время производители специальной автотехники – бензовозов и цементовозов большое внимание уделяют применению алюминиевых сплавов в сварных конструкциях указанных изделий для снижения их массы.

В России наиболее широкое применение для изготовления бензовозов и цементовозов получил свариваемый алюминиевый сплав АМг5М. Для изготовления цистерны используются листы сплава АМг5М толщиной 6...7 мм, сварка которых в конструкции осуществляется с применением плазменной сварки неплавящимся электродом и полуавтомата

тической сварки плавящимся электродом в инертном газе (аргон).

Плазменная сварка применяется для сварки продольных швов заготовок при сборке полотношита, из которого затем осуществляется формование обечайки цистерны гибкой на трехвалковых гибочных станах (рис. 1). При сварке кольцевых швов, а также при монтаже люков и другого навесного оборудования применяется аргонодуговая сварка плавящимся электродом.

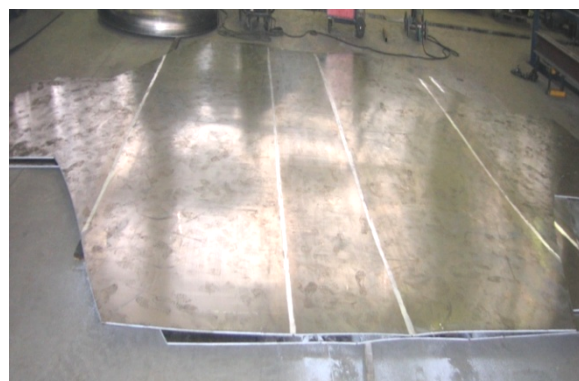


Рис. 1. Сварное полотнище цементовоза

Для решения задачи снижения массы цистерны перспективным направлением является применение для ее изготовления алюминиевого сплава, обладающего более высокой прочностью при сохранении высокого значения относительного удлинения по сравнению с применяемым сплавом АМг5М.

Перспективным материалом для изготовления автоцистерн, обладающим более высокими механическими свойствами по сравнению со сплавом АМг5М, является сплав 1565чМ, поставляемый компанией «Алькоа» Россия.

Для сварки протяженных швов листов алюминиевых сплавов толщиной более 4 мм в настоящее время применяют плазменную сварку на обратной полярности вольфрамовым электродом с подачей присадочной проволоки.

В то же время применение плазменной сварки вольфрамовым электродом на обратной полярности протяженных швов полотнищ связано с частым образованием дефектов в швах в виде включений вольфрама. Образование включений определяется потерей стойкости материала электрода из-за длительного нагрева при сварке на обратной полярности и эрозии под воздействием паров в зоне горения плазменной дуги.

Для реализации этой задачи было решено снизить тепловую нагрузку на вольфрамовый электрод путем перенесения основной сварочной дуги на плазмообразующее сопло, которое в процессе сварки охлаждается водой. Был разработан способ плазменной сварки протяженных швов алюминиевых сплавов [1], сущность которого поясняется на рис. 2.

Установив необходимые значения параметров режима сварки, выполняют сварку деталей 1, для чего возбуждают вспомогательную дугу между катодом 3 и соплом-анодом 2 от

источника питания 5 с помощью осциллятора 6. Основная дуга при этом возникает между соплом-анодом 2 и свариваемыми деталями 1. Основная дуга возбуждается самопроизвольно при включении источника питания 7, поскольку промежуток между соплом-анодом 2 и деталями 1 ионизирован за счет столба вспомогательной дуги. В зависимости от требований конструкции сварку можно выполнять без присадочного металла и с присадочной проволокой, которую подают в переднюю часть сварочной ванны.

Результаты механических испытаний сварных соединений сплава 1565чМ, выполненных плазменной сваркой, представлены в табл. 3.

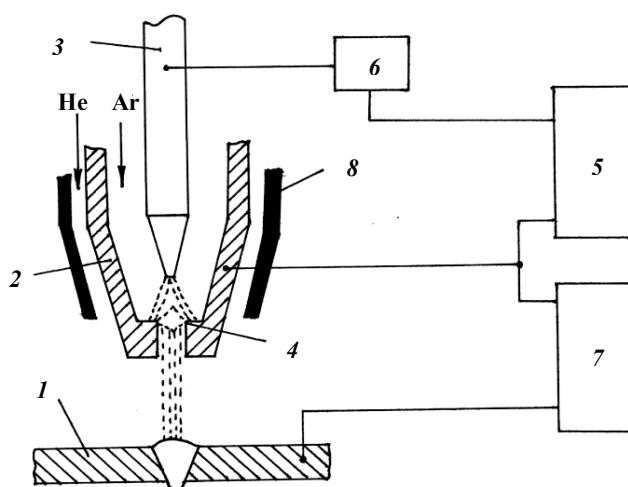


Рис. 2. Схема процесса плазменной сварки протяженных швов полотнищ из алюминиевых сплавов:

- 1 – свариваемые детали; 2 – сопло-анод;
- 3 – вольфрамовый катод; 4 – канал с острой кромкой в аноде; 5 – источник питания вспомогательной дуги;
- 6 – осциллятор; 7 – источник питания сварочной дуги;
- 8 – сопло для подачи защитного газа (аргона)

3. Механические свойства листов сплава 1565чМ и их сварных соединений, выполненных плазменной сваркой

Состояние образца	Прочность сварного соединения σ_B , МПа	Прочность металла шва $\sigma_{B ш}$, МПа	Предел текучести $\sigma_{0,2}$, МПа	Относительное удлинение δ , %	Угол изгиба α , °	Ударная вязкость КСУ, кДж/м ²	
						по шву	по зоне сплавления
Сварное соединение листов толщиной 5 мм	355	325	164	16,2	180	206,2	208,4
Сварное соединение листов толщиной 7 мм	345	321	175	13,7	165	201,5	204,2

Примечание: Приведены средние данные по результатам испытаний 5 образцов. Угол загиба определялся по ГОСТ 6696–66 на оправке диаметром равным 3 толщине листа.

Автоматическая плазменная сварка проникающей дугой с одновременной подачей присадочной проволоки листов сплава 1565чМ обеспечивает высокое качество сварных швов. Сварные швы имеют хороший товарный внешний вид лицевой стороны и корня с плавным переходом к основному металлу. Внутренние дефекты отсутствуют.

Полученные результаты свидетельствуют, что при сварке листов сплава 1565чМ плазменной струей обеспечивается коэффициент прочности сварных соединений на уровне 0,96...0,98. Разрушение всех образцов (с усилением и проплавом) при испытаниях на прочность произошло по зоне сплавления.

С применением листов сплава 1565чМ были изготовлены сварные цистерны цементовоза и бензовоза (рис. 3). За счет применения более прочного сплава 1565чМ вместо листов сплава АМг5М была уменьшена толщина листов с 6 до 5 мм, что позволило снизить массу цистерн на 350...520 кг.



а)



б)

Рис. 3. Сварные цистерны бензовоза (а) и цементовоза (б) из листов сплава 1565чМ

Большие перспективы для применения алюминиевых сплавов имеются в области изготовления грузовых железнодорожных вагонов. Применение алюминиевого сплава взамен стали позволяет на 45...50 % (с 7,5 до 4,1 т) снизить массу кузова. При этом коррозионная стойкость алюминиевого сплава в контакте с

минеральными удобрениями и во влажной среде в 25 – 30 раз выше, чем у сталей марок 10ХНДП и 09Г2С.

В России было несколько «волн» интереса к производству грузовых вагонов с кузовами из алюминиевых сплавов.

Первая «волна» относится к 1960-м гг., когда на «Уралвагонзаводе» были изготовлены и направлены в эксплуатацию шесть опытных полувагонов с кузовами и рамами из алюминиевого сплава АМг6. Конструкция алюминиевых полувагонов повторяла конструкцию стальных полувагонов и не учитывала особенности алюминиевых сплавов. Опытные полувагоны прослужили пять лет и были отставлены от эксплуатации из-за усталостных трещин в зоне сопряжения хребтовой и шкворневых балок.

В те же годы на Заводе тяжелого машиностроения (г. Мариуполь) освоено серийное производство вагонов-цистерн для перевозки крепкой азотной кислоты с котлами из алюминия марки АД0 толщиной 25 мм (мод. 15-1596, 15-1406), а также для перевозки молока с трехсекционными котлами из алюминия марки АД0 толщиной 16 мм и типовой стальной рамой (мод. 15-886).

Следующая «волна» относится к 1990-м гг., когда ОАО «ЗМК» г. Энгельс начал (в 1996 г.) серийно выпускать цистерну мод. 15-1024 для крепкой азотной кислоты с котлом из алюминия АД0 и АД1.

В эти годы уже стало очевидно, что для основных типов грузовых вагонов применение кузовов из алюминиевых сплавов позволяет уменьшить массу кузова на 40...50 % и на 10...15 % массу тары, а также повысить грузоподъемность на 3...6 т, уменьшить требуемый для перевозок парк вагонов, снизить расход энергии на транспортировку груза на 8...10 %, сократить длину пути, занимаемого поездом, увеличить срок службы вагонов, увеличить объем перевозок.

Эти преимущества грузовых вагонов с кузовами из алюминиевых сплавов широко используются на железных дорогах развитых зарубежных стран, начиная с начала 1960-х гг. Значительное увеличение количества грузовых вагонов с кузовами из алюминиевых сплавов началось в 1980-х гг. в США и Канаде. Специализированный завод компании Johnstown America (США) освоил серийное изготовление полувагонов для перевозки угля и хопперов в количестве 5000 вагонов в год.

В настоящее время в США около 70 % гру-

зоперевозок осуществляется в вагонах из алюминиевых сплавов. Только компания Freight Car ежегодно производит более 11 тыс. грузовых вагонов с кузовами из алюминиевых сплавов, в объеме производства грузовых вагонов в США вагоны с алюминиевым кузовом составляют около 30 %.

В начале 21 века Китай начал быстро наращивать производство грузовых вагонов с кузовами из алюминиевых сплавов. Сегодня в Китае парк полувагонов и вагонов-хопперов с кузовами из алюминиевых сплавов превышает 50 тыс. шт.

На фоне зарубежных достижений с начала 2000-х гг. в России наблюдается новая «волна» интереса к грузовым вагонам с кузовами из алюминиевых сплавов.

На «Уралвагонзаводе» совместно с «СУАЛ холдинг» изготовлен полувагон с кузовом из алюминиевого сплава АМгб, рис. 4, а. Однако опытный вагон не был предоставлен для сертификационных испытаний. Конструкция кузова повторяла конструкцию стального вагона и не учитывала особенности алюминиевых сплавов.



а)



б)

Рис. 4. Опытные полувагоны для перевозки угля с кузовом из алюминиевых сплавов:

а – производство УВЗ (2003 г.); б – производство ВАСО (2005 г.)

Принципиально новая конструкция кузова предложена конструкторами Воронежского самолетостроительного объединения (ВАСО) совместно с ОАО «ВНИИЖТ», рис. 4, б. Особенность конструкции кузова состоит в том, что боковые и торцевые стены изготовлены из крупногабаритных полых панелей из алюминиевого сплава 6005. Прессованные полые алюминиевые панели изготовлены на Каменск-Уральском металлургическом заводе (КУМЗ).

Полувагон, изготовленный с рамой из алюминиевого сплава 1915, показал положительные результаты практически при всех видах испытаний, в том числе на вагоноопрокидывателе, однако, полувагон не прошел сертификационные испытания из-за появления усталостных трещин в раме при ходовых испытаниях.

Исследования по оценке комплекса свойств нового свариваемого алюминиевого сплава 1565ч, а также соединений, выполненных различными способами сварки и холодной клепки с использованием штифтов с обжимной головкой, представленные в работах [2 – 4], показали высокую эффективность его использования в вагоностроении.

Из последних разработок, выполненных из алюминиевого сплава 1565ч, следует отметить хоппер-зерновоз мод. 19-9944-01 (ЗАО «Промтрактор-Вагон») (рис. 5, а), хоппер-минераловоз мод. 19-1244 (RM RAIL) (рис. 5, б), хоппер-зерновоз с крышей из алюминиевого сплава 1565ч мод. 19-9549-02 (ОВК/Тихвинский вагоностроительный завод) (рис. 5, в).

Технические характеристики грузовых вагонов с применением в конструкции кузовов алюминиевых сплавов приведены в табл. 4.

Для изготовления конструкций вагонов использовали листы, плиты, профили, прутки из сплава 1565ч, изготовленные на Самарском металлургическом заводе (ЗАО «Алкоа СМЗ»).

Использование этих вагонов для перевозки зерна и минеральных удобрений позволяет на 8 – 14 % повысить объем перевозимых грузов в одном вагоне по сравнению со стальным вагоном, а также снизить затраты на перевозку одной тонны груза примерно на 10 %.

Вагон мод. 19-9944-01 выполнен с использованием механических соединений, одним из преимуществ которых является простота установки [5].

Вагон мод. 19-1244 полностью сварной, при его изготовлении использованы разные

виды сварки, включая сварку трением с перемешиванием и дуговую сварку в среде защитных газов (MIG и TIG). Сварка обеспечивает надежную герметичность кузова вагона, а при использовании сплава 1565ч одинаковую прочность основного металла и сварного соединения.



а)



б)



в)

Рис. 5. Грузовые вагоны-хопперы с применением в конструкции кузова из алюминиевого сплава 1565ч:
а – мод. 19-9944-01; б – мод. 19-1244;
в – мод. 19-9549-02

В вагоне-хоппере ОВК/ТВЗ мод. 19-9549-02 сама крыша вагона выполнена сварной, а ее соединение со стальной частью вагона осуществлено с помощью ШтОГ соединений с использованием специального защитного покрытия между алюминием и сталью для защиты от контактной коррозии.

Использование алюминия (сплав 1565ч) приводит к увеличению цены вагона примерно на 25...30 %, дисконтированный срок окупаемости (DPP) таких вагонов примерно 5 – 6 лет.

Несмотря на одинаковое с западными странами повышение цены за счет применения алюминия, дисконтированный срок окупаемости в России выше за счет более высокой «стоимости денег», а отсутствие показателя коэффициента тары в определении инновационного вагона не дает возможность получить необходимые преференции и сделать вагон выгодным для собственника и производителя таких вагонов.

При изготовлении грузовых вагонов из алюминиевых сплавов возникает та же задача, что и при изготовлении сварных цистерн – сборка сварных полотнищ из листов стандартных размеров. Для этой цели перспективен способ сварки трением с перемешиванием, который на листах сплава 1565чМ был реализован в трех вариантах: сваркой с одной стороны, двухсторонней сваркой и сваркой по схеме БОББИН ТУЛ.

Механические испытания сварных соединений листов сплава 1565чМ толщиной 10 мм, выполненных различными вариантами сварки трением с перемешиванием, показали, что нет существенных различий в значениях механических свойств между вариантами выполнения сварки. При этом прочность соединений составила 0,98...0,99 от прочности основного металла.

Оборудование и технологии, используемые на вагоностроительных заводах для сборки стальных вагонов, не пригодны для изготов-

4. Технические характеристики грузовых вагонов

Технические характеристики	Показатели для моделей вагонов		
	19-9944-01	19-1244	19-9549-02
	Изготовитель		
	ЗАО «Промтрактор-Вагон»	RM RAIL	ОВК/ТВЗ
Грузоподъемность, т	79	79	77
Масса тары вагона, т	21	21	22,5
Осевая нагрузка, тс	25	25	25
Объем кузова, м ³	114	109	120
Коэффициент тары	0,26	0,26	0,29

ления вагонов из алюминиевых сплавов. Поэтому требуются значительные инвестиции в основное производство для организации изготовления кузовов из алюминиевых сплавов, а также в дополнительное обучение производственного персонала.

Из-за высоких рисков при реализации проекта в серийном производстве вагоностроительные заводы не вкладывают средства в разработку новых технологий сборки и приобретение соответствующего оборудования.

Опыт последних лет убедительно показывает, что с использованием алюминиевых сплавов и оптимизации конструкции вагонов можно получить массу тары 18 т для вагонов с нагрузкой на ось 25 т, что позволит получить коэффициент тары равным 0,22 и приблизиться по этому показателю к лучшим мировым достижениям.

Однако отсутствие в России тележки для полувагонов и вагонов-хопперов с низкой массой тары (порядка 18 т) и ограничение массы тары (не менее 21 т) по ГОСТ 9246-2013 делают наше вагоностроение неконкурентоспособным на мировом рынке. Таких ограничений нет в США, Европе и Китае, что позволяет им в полной мере реализовывать преимущества от применения алюминиевых сплавов, осваивать рынок грузовых вагонов.

Заключение

Сплав 1565чМ может быть рекомендован для использования в сварных конструкциях для транспортного машиностроения взамен сплава АМг5М.

При плазменной сварке листов сплава 1565чМ обеспечивается коэффициент прочности сварных соединений на уровне 0,96...0,98.

Применение листов сплава 1565чМ толщиной 5 мм взамен листов сплава АМг5М толщиной 6 мм позволяет снизить массу сварной цистерны бензовозов и цементовозов на 350...520 кг.

Опыт зарубежных стран показывает эффективность использования алюминиевых сплавов для изготовления кузовов грузовых вагонов. Парк таких вагонов в США, Китае и Европе насчитывает сотни тысяч и ежегодно увеличивается, подтверждая свою эффективность.

В России компаниями ЗАО «Промтрактор-Вагон», RM RAIL, ОБК созданы вагоны с кузовами из алюминиевых сплавов, не уступающие лучшим зарубежным образцам. Пока-

зана возможность снижения массы тары до 18 т. Для серийного производства таких вагонов необходимы стимулирующие экономические преференции.

Создание тележки для массы тары 18–20 т при осевой нагрузке 25–30 т является первоочередной задачей отечественного вагоностроения. Это позволит выйти на передовые позиции в вагоностроении.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. Пат. РФ №2336981. Способ плазменной сварки алюминиевых сплавов / Овчинников В.В., Алексеев В.В. и др. Опубл. 12.05.2008, Бюл. №24.

2. Конохов А.Д., Дриц А.М., Овчинников В.В., Нуждин В.Н. Исследование усталостной долговечности основного металла и сварных соединений листов из сплава 1565ч // Цветные металлы. 2015. № 12. С. 88–93.

3. Конохов А.Д., Дриц А.М., Шуртаков А.К. Свойства сварных соединений листов из сплава 1565чМ применительно к кузовам грузовых вагонов // Цветные металлы. 2014. № 5. С. 75–79.

4. Конохов А.Д., Дриц А.М., Шуртаков А.К., Воробьева Т.Н. Свойства и применение механических соединений типа штифт с обжимной головкой для грузовых вагонов из алюминиевого сплава // Вестник ВНИИЖТ. 2014. № 3. С. 9–16.

5. Овчинников В.В., Дриц А.М., Малов Д.В. Двухпроходная сварка трением с перемешиванием листов из сплава 1565чМ // Научные технологии в машиностроении. 2014. № 6(36). С. 36–42.

REFERENCES

1. Pat. RF №2336981. Aluminum Alloys Plasma-Arc Welding / Ovchinnikov V.V., Alexeyev V.V. et al. Published 12.05.2008, Bull. №24.

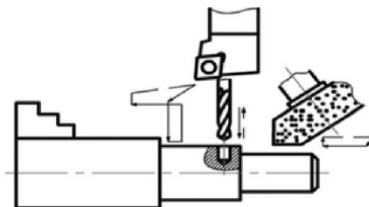
2. Konyukhov A.D., Drits A.M., Ovchinnikov V.V., Nuzhdin V.N. Investigations of fatigue life in basic metal and sheet welds of alloy 1565ch // *Non-Ferrous Metals*. 2015. № 12. pp. 88–93.

3. Konyukhov A.D., Drits A.M., Shurtakov A.K. Properties of sheet welds of alloy 1565chM as applied to freight car bodies // *Non-Ferrous Metals*. 2014. № 5. pp. 75–79.

4. Konyukhov A.D., Drits A.M., Shurtakov A.K., Vorobiyova T.N. Properties and application of mechanical joints of pin with crimp head type for aluminum alloy // *Bulletin of ARIRT*. 2014. № 3. pp. 9–16.

5. Ovchinnikov V.V., Drits A.M., Malov D.V. Two-pass friction welding with alloy 1565chM sheet agitation // *Science intensive Technologies in Mechanical Engineering*. 2014. № 6(36). pp. 36–42.

Рецензент д.т.н. С.И. Феклистов



УДК 621.923
DOI: 10.12737/18709

**Ю.К. Новоселов, д.т.н.,
С.М. Братан, д.т.н.,
В.Б. Богуцкий, к.т.н.**
(ФГАОУ ВО «Севастопольский государственный университет»,
299053, г. Севастополь, ул. Университетская, 33)
E-mail: serg.bratan@gmail.com

Влияние случайной составляющей отклонений профиля инструмента на динамику процесса круглого наружного шлифования*

Выполнена оценка влияния изменения формы рабочей поверхности круга на процесс круглого наружного шлифования, предложены зависимости для расчета математического ожидания, корреляционной функции и дисперсии текущего радиус-вектора. Выполнен анализ влияния случайной компоненты профиля на динамику процесса.

Ключевые слова: профиль инструмента; динамика перемещений; радиус-вектор; фактическая глубина резания; корреляционная функция.

**Yu.K. Novosyolov, D.Eng.,
S.M. Bratan, D.Eng.,
V.B. Bogutsky, Can.Eng.**
(FSEI VT "State University of Sevastopol",
33, Universitetskaya Str., Sevastopol, 299053)

Effect of random component in tool profile deviations upon dynamics of external circular grinding

This paper reports the estimation carried out of the state influence of a disk work surface upon output indices of external circular grinding. There are offered dependences for the computation of a mathematical expectation, correlation function and dispersion of a current radius-vector. The analysis of influence of a profile random component upon a process dynamics is carried out. The examples of spectrum characteristics of a random component of a tool profile deviations, a square of module frequency characteristics of the system and power spectrum of tool center oscillations caused by random deviations in an abrasive disk profile are shown. The interrelations established allow forecasting the behavior of an external round grinding, computing corrective control impacts, and carrying out a billet surface effective working taking into account conditions changed. The outlooks for the further development of results obtained consist in their application for the choice of project solutions, the characteristics evaluation of technological grinding systems and grinding optimization at billet working on the automated equipment.

Keywords: tool profile; dynamics of shifts; radius-vector; actual cutting depth; correlation function.

В современных условиях порядка 47 % финишных операций выполняется методами круглого наружного шлифования. Операции проектируют с применением традиционных методов, не в полной мере учитывающих влияние случайных факторов, снижающих

*Статья подготовлена при финансовой поддержке Министерства Образования и Науки Российской Федерации.

стабильность показателей качества производимых изделий. Для стабилизации показателей качества технологические режимы назначаются исходя из неблагоприятных условий, например, возобновление режущих свойств изношенного шлифовального круга производится значительно раньше, чем того требует его действительное состояние.

Исследования операций шлифования показывают [1], что, в начальный момент времени при правильном подборе характеристик инструмента, режимов резания, оптимальном построении цикла шлифования обеспечиваются заданные параметры точности и шероховатости поверхности детали. Из всех элементов технологической системы только шлифовальный круг и заготовка претерпевают существенные изменения в относительно короткий промежуток времени. Изменение состояния инструмента оказывает существенное влияние на ход технологического процесса, так как профиль инструмента копируется на поверхности заготовки. Например, увеличение отклонений формы круга эквивалентно динамическому изменению размерных параметров, что приводит к дополнительным возмущениям динамической системы станка, и, следовательно, увеличению шероховатости и волнистости детали, образованию на ее поверхности дефектного слоя, которые в конце периода стойкости инструмента могут возрастать в несколько раз.

Анализ экспериментальных и литературных данных [1] показывает, что шлифовальный круг является наиболее слабым звеном в технологической системе и оказывает наибольшее влияние на стабильность параметров качества деталей. Его состояние непрерывно изменяется в процессе обработки. На режущих кромках инструмента появляются площадки износа, поверхность круга становится волнистой, вследствие чего по данным С.Н. Корчака [2] режущая способность инструмента за период его стойкости уменьшается на 40...50 %.

При исследовании влияния на динамику процесса шлифования абразивного инструмента в большинстве работ, рассматриваются детерминированные явления, в то время как происходящие реальные процессы в существенной степени имеют стохастический характер [1].

Целью данной работы является оценка влияния случайных составляющих отклонений профиля инструмента как возмущающих факторов на динамику процесса круглого наружного шлифования. Такой анализ может быть выполнен с применением динамической модели технологической системы, как носителя свойств технологической операции. Схема динамической системы круглошлифовального станка представлена на рис. 1.

Составляющие, вызванные отклонениями форм шлифовального круга и заготовки, при-

водят к соответствующим отклонениям от номинального (спроектированного) технологического режима обработки и, следовательно, к отклонениям в показателях качества обработанной поверхности.

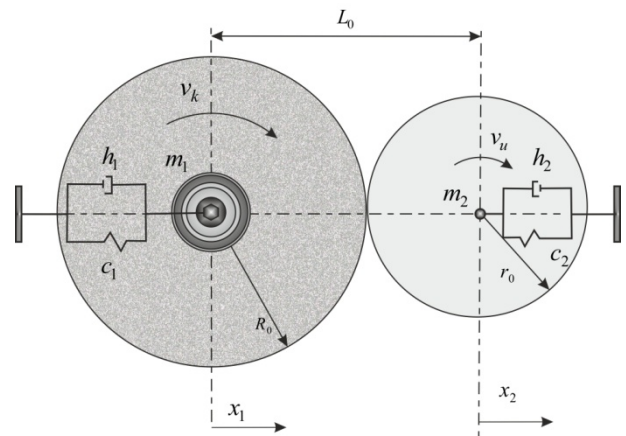


Рис. 1. Эквивалентная схема динамической системы круглошлифовального станка

Для процесса круглого наружного шлифования схема взаимодействия шлифовального круга и заготовки имеет вид, представленный на рис. 1.

На основе принципа возможных перемещений, для системы (см. рис.1) построена ее модель в виде совокупности дифференциальных уравнений, характеризующих динамику перемещений центров круга, заготовки и изменения фактической глубины резания в процессе круглого наружного шлифования:

$$\begin{cases} m_1 \ddot{x}_1 + h_1 \dot{x}_1 + c_1 x_1 + h_3 \dot{t}_f + c_3 t_f - h_1 \dot{S} - c_1 S = 0 \\ m_2 \ddot{x}_2 + h_2 \dot{x}_2 + c_2 x_2 - h_3 \dot{t}_f - c_3 t_f = 0, \end{cases} \quad (1)$$

где m_1, m_2 – приведенные массы заготовки с центрами и круга со шпинделем; h_i – коэффициент сопротивления i -го звена; c_i – коэффициент жесткости i -го звена; x_1 и x_2 – координаты центров вращения круга и заготовки соответственно; s – путь, пройденный механизмом подачи за время t ; t_f – фактическая глубина резания.

Фактическая глубина резания (размер зоны контакта заготовки с инструментом по линии центров), определяется следующей формулой:

$$t_f = R + r - L,$$

где $R = R_0 + \Delta R$ – текущий радиус-вектор поверхности круга с учетом его износа и отклонений формы ΔR ; $r = r_0 + \Delta r$ – текущий ради-

ус-вектор заготовки с учетом съема материала и отклонений формы Δr ; $L = L_0 + \Delta L = L_0 + x_2 - x_1$ – текущее расстояние между центрами вращения круга и детали.

С учетом полученного определения t_f и ее составляющих элементов система (1) запишется:

$$\begin{cases} m_1 \ddot{x}_1 + h_1(\dot{x}_1 - \dot{S}) + h_3(\dot{R} + \dot{r} - \dot{x}_2 + \dot{x}_1) + \\ + c_1(x_1 - S) + c_3(R_0 + \Delta R + r_0 + \Delta r - L_0 - x_2 + \\ + x_1) = 0 \\ m_2 \ddot{x}_2 + h_2 \dot{x}_2 + c_2 x_2 - h_3(\dot{R} + \dot{r} - \dot{x}_2 + \dot{x}_1) - \\ - c_3(R_0 + \Delta R + r_0 + \Delta r - L_0 - x_2 + x_1) = 0. \end{cases} \quad (2)$$

Для исходного положения заготовки (рис. 1.) в момент начала ее контакта с инструментом ($L_0 = R_0 + r_0$; $S_0 = 0$; $x_{10} = 0$; $x_{20} = 0$; $t_f = 0$) система уравнений (2) в отклонениях запишется:

$$\begin{cases} m_1 \ddot{x}_1 + h_1 \dot{x}_1 + c_1 x_1 + h_3(\dot{x}_1 + \dot{R}) + c_3(x_1 + \Delta R) - \\ - h_3(\dot{x}_2 - \dot{r}) - c_3(x_2 - \Delta r) - h_1 \dot{S} - c_1 S = 0, \\ m_2 \ddot{x}_2 + h_2 \dot{x}_2 + c_2 x_2 + h_3(\dot{x}_2 - \dot{r}) + \\ + c_3(x_2 - \Delta r) - h_3(\dot{x}_1 + \dot{R}) - c_3(x_1 + \Delta R) = 0. \end{cases} \quad (3)$$

Вследствие вращения круга и заготовки вариации геометрических размеров имеют периодический или почти периодический характер, что и объясняет появление внутренних возбуждающих сил, в существенной степени определяющих динамику процесса шлифования.

Для дальнейшего анализа динамическую систему (3) целесообразно привести к форме:

$$\begin{cases} \ddot{x}_1 = \frac{1}{m_1} [-(h_1 + h_3)\dot{x}_1 - (c_1 + c_3)x_1 + h_3\dot{x}_2 + c_3x_2] - \\ - \frac{1}{m_1} [h_3(\dot{R} + \dot{r}) + c_3(\Delta R + \Delta r)] + \frac{1}{m_1} [h_1\dot{S} + c_1S], \\ \ddot{x}_2 = \frac{1}{m_2} [-(h_2 + h_3)\dot{x}_2 - (c_2 + c_3)x_2 + h_3\dot{x}_1 + c_3x_1] + \\ + \frac{1}{m_2} [h_3(\dot{R} + \dot{r}) + c_3(\Delta R + \Delta r)]. \end{cases} \quad (4)$$

Первые слагаемые правых частей соотношений (4) представляют собой компоненты с производными отклонений положения центров круга и детали, зависящие непосредственно от внутренних обобщенных координат динамической системы (геометрических и кинематических). Вторые слагаемые отражают влияние отклонений форм круга и детали. Третье слагаемое первого уравнения в системе

(4) отражает воздействие пути врезания и подачи шлифовального круга на динамическую систему.

Динамическая система процесса круглого наружного шлифования (4) содержит параметр ΔR , характеризующий отклонения формы инструмента (основной источник возбуждения вынужденных колебаний системы) и заготовки ΔL от их средних значений, что позволяет анализировать влияние соответствующих воздействий. Отметим, что вклад влияния ΔL быстро затухает и может не приниматься во внимание при дальнейшем анализе.

Для описания формы периферии шлифовального круга целесообразно использование цилиндрической системы координат с началом в центре тела инструмента, осью Ox направленной параллельно высоте шлифовального круга так, чтобы при его вращении в ходе рабочего процесса была образована полярная система координат.

Описание исходного (при $\tau = 0$) полярного радиус-вектора для любого фиксированного расстояния $x = x_b$ от базовой плоскости может быть представлено разложением в ряд Фурье отклонений от своего среднего (по углу γ) значения $R_0(x, \tau) = M\{R(\gamma, x, \tau)\}_\gamma$:

$$\begin{aligned} R(\gamma, x, \tau)|_{\tau=0} &= R_0(x, \tau)|_{\tau=0} + \\ &+ \sum_{i=1}^p [A_{R_i}(x, \tau) \cos(\gamma i + \Psi_i(x, \tau))] |_{\tau=0} = \\ &= R_0(x, \tau)|_{\tau=0} + \\ &+ \sum_{i=1}^p [U_{R_i}(x, \tau) \sin(\gamma i) + U_{R_i}(x, \tau) \cos(\gamma i)] |_{\tau=0}. \end{aligned} \quad (5)$$

Компоненты сумм в (5) рассматриваются как гармоники спектрального представления отклонения, характеризуемого совокупностью амплитуд $A_{R_i}(x, \tau)$ и фаз $\Psi_i(x, \tau)$ или пар амплитуд при синус ($U_{R_i}(x, \tau)$) и косинус ($W_{R_i}(x, \tau)$) для составляющих каждой из гармоник.

Между параметрами этих представлений для любого фиксированного значения i известны однозначные (в диапазоне изменения угла $0 \leq \gamma \leq 2\pi$) соотношения:

$$\begin{aligned} A_{R_i}^2(x, \tau) &= U_{R_i}^2(x, \tau) + W_{R_i}^2(x, \tau), \\ \text{и } \Psi_{R_i}(x, \tau) &= \arctan \left(\frac{U_{R_i}(x, \tau)}{W_{R_i}(x, \tau)} \right). \end{aligned} \quad (6)$$

Значение исходного радиус вектора $R(\gamma, x, \tau)|_{\tau=0}$ и величины износа инструмента $\Delta R(\gamma, x, \tau)$ могут включать в свой состав как закономерные, так и случайные составляющие отклонений от своих средних значений. Радиус средней окружности на расстоянии x от базовой плоскости $R_0(x, \tau)$ в начальный момент времени $\tau = 0$ вследствие погрешностей статической настройки станка при правке инструмента или погрешностей его изготовления является случайным начальным параметром. Совокупность амплитуд и фаз всех p гармоник в любой момент времени τ и при любом x характеризуют неслучайную реализацию случайной функции описания рабочей поверхности инструмента.

Считая, что в описании (5) присутствуют как случайные составляющие, так и неслучайный (закономерный) компонент отклонения формы (гармоника с номером j), можно представить (5) в одной из форм:

$$R(\gamma, x, \tau)|_{\tau=0} = R_0(x, \tau)|_{\tau=0} + \sum_{i=1}^p [A_{Ri} \cos(\gamma i + \Psi_i(x, \tau))]_{\tau=0} + [A_{Rj} \cos(\gamma j + \Psi_j(x, \tau))]_{\tau=0} \quad (7)$$

или

$$R(\gamma, x, \tau)|_{\tau=0} = R_0(x, \tau)|_{\tau=0} + \sum_{i=1}^p [U_{Ri} \sin(\gamma i) + U_{Ri} \cos(\gamma i)]_{\tau=0} + A_{Rj} \cos(\gamma j + \Psi_j(x, \tau))|_{\tau=0}. \quad (8)$$

При обработке вращающимся шлифовальным кругом, можно записать

$$\gamma = \gamma_0 + \int_0^t \omega_k(\tau) d\tau, \quad (9)$$

где γ_0 – начальный угол; $\omega_k(\tau)$ – угловая скорость вращения инструмента.

Сечения плоскостями, перпендикулярными оси рабочей поверхности, для вращающихся инструментов представляют профили, характеризующиеся замкнутыми кривыми (см. рис. 1), радиус-вектор которых уменьшается с увеличением времени работы инструмента вследствие его износа.

$$R(\gamma, x, \tau) = R(\gamma, x, \tau)|_{\tau=0} - \Delta R(\gamma, x, \tau). \quad (10)$$

Для любого фиксированного угла γ величина износа инструмента зависит от условий контакта этого участка с обрабатываемой поверхностью, определяющих условия протекания процесса износа, и, следовательно, корреляционно

связана с величинами исходного радиус-вектора, колебаниями припуска, твердости материала, частотой, амплитудой вибраций в технологической системе. Совокупность этих процессов приводит к появлению как закономерных, так и случайных отклонений в величине износа.

При износе могут протекать как процессы, способствующие выравниванию и сглаживанию рабочей поверхности, так и явления, способствующие увеличению закономерных и случайных отклонений.

Для любого участка рабочей поверхности инструмента радиальный износ определяется скоростью износа $S_R(\gamma, x, \tau)$:

$$\Delta R(\gamma, x, t) = \int_0^t S_R(\gamma, x, \tau) d\tau. \quad (11)$$

Математическое ожидание случайной величины радиального износа вычисляется по математическому ожиданию функции скорости износа на основании свойств линейных операторов:

$$M\{\Delta R(\gamma, x, \tau)\} = M\left\{\int_0^t S_R(\gamma, x, \tau) d\tau\right\} = \int_0^t M\{S_R(\gamma, x, \tau)\} d\tau. \quad (12)$$

Учитывая, что скорость износа может быть корреляционно связана с формой исходной рабочей поверхности, представим ее в виде функционала от γ , подобного (5), (6):

$$S_R(\gamma, x, \tau) = \bar{S}(x, \tau) + \sum_{i=1}^p [U_{Si} \cos(\gamma i) + W_{Si} \cos(\gamma i)] + A_{Si}(x, \tau) \times \cos[\gamma i + \Psi_i(x, \tau)]. \quad (13)$$

С учетом (11) определим случайную функцию износа радиус-вектора инструмента как результат интегрирования (5):

$$\Delta R(\gamma, x, t) = \int_0^t \bar{S}(x, \tau) d\tau + \int_0^t A_{Si}(x, \tau) \cos[\gamma i + \Psi_i(x, \tau)] d\tau + \sum_{i=1}^p \left[\int_0^t U_{Si} \sin(\gamma i) d\tau + \int_0^t W_{Si} \cos(\gamma i) d\tau \right]. \quad (14)$$

Интегралы от случайных величин U_{Si} и W_{Si} будут новыми случайными величинами $U_{\Delta Ri}$ и

$W_{\Delta Ri}$, для которых также справедливы соотношения типа (6).

После подстановки полученных функций исходного радиус-вектора и величин износа в уравнение (10) получим зависимость для вычисления текущего значения радиус-вектора инструмента:

$$R(\gamma, x, \tau) = R_0(x) - \int_0^t \bar{S}(x, \tau) d\tau + A_{Rj}(x) \cos[\gamma j + \Psi_j(x)] - \int_0^t A_{Si}(x, \tau) \cos[\gamma i + \Psi_i(x)] d\tau + \sum_{i=1}^p [(U_{Si} - U_{\Delta Ri}) \sin(\gamma i) + (W_{Si} - W_{\Delta Ri}) \cos(\gamma i)]. \quad (15)$$

Здесь случайные компоненты i -й и j -й гармоник оставлены под знаком суммы, их анализ выполняется по аналогии с анализом других случайных отклонений.

В состав уравнения (15) введены одна гармоника закономерных составляющих исходного профиля и одна гармоника закономерных составляющих износа инструмента. В общем случае их может быть несколько. Последовательность дальнейшего анализа при этом сохраняется.

Математическое ожидание случайной функции (15) вычисляется как сумма математических ожиданий отдельных слагаемых. Первое слагаемое является случайной величиной, распределенной по закону Гаусса:

$$M\{R_0(x)\} = m_R(x, \tau)|_{\tau=0}.$$

Математическое ожидание второго слагаемого определяется выражением (12), математическое ожидание третьего и четвертого слагаемых за целое число периодов вращения инструмента равны нулю, математическое ожидание пятого слагаемого при тех же соображениях для случаев равномерного износа инструмента также равно нулю. Таким образом,

$$M\{R(\gamma, x, t)\} = m_R(x, \tau)|_{\tau=0} - \int_0^t m_S(x, \tau) d\tau. \quad (16)$$

Для вычисления корреляционной функции разобьем правую часть уравнения (15) на несколько независимых между собою комплексов. Первый комплекс включает первое и второе слагаемые и определяет средний радиус-вектор в момент времени t .

В силу того, что изменение радиус-вектора по отношению к его абсолютной величине за период стойкости инструмента, как правило,

незначительно и не может существенно повлиять на процесс формирования синусоидальных и случайных отклонений профиля рабочей поверхности инструмента, величина дисперсии для первого комплекса равна:

$$K_{1,R}(\gamma_1 - \gamma_2)|_{\gamma_1=\gamma_2} = M\{[R_0(x) - m_r(x)][\bar{S}(x, t) - m_S(x, t)]\} \cong \cong \sigma_{R_0(x)}^2 + D \cdot [\Delta R_0(x, \tau)]. \quad (17)$$

Второй комплекс включает третье и четвертое слагаемые. Их корреляционная функция вычисляется как математическое ожидание центрированных величин от аргумента γ_1 и γ_2 :

$$K_{2,R}(\gamma_1 - \gamma_2) = M\{[(A_j(x) \cos(j\gamma_1 + \Psi_j(x)) - \int_0^t A_{S,i}(x, \tau) \cos(i\gamma_1 + \Psi_i(x, \tau)) d\tau) \times [A_j(x) \cos(j\gamma_2 + \Psi_j(x)) - \int_0^t A_{S,i}(x, \tau) \cos(i\gamma_2 + \Psi_i(x, \tau)) d\tau]\} = M\{A_j^2(x) \cos(j\gamma_1 + \Psi_j(x)) \cos(j\gamma_2 + \Psi_j(x)) - A_j(x) \cos(j\gamma_1 + \Psi_j(x)) \times \int_0^t A_{S,i}(x, \tau) \cos(i\gamma_2 + \Psi_i(x, \tau)) d\tau - \int_0^t A_{S,i}(x, \tau) \cos(i\gamma_1 + \Psi_i(x, \tau)) d\tau \times A_j(x) \cos(j\gamma_2 + \Psi_j(x, \tau)) + \int_0^t A_{S,i}(x, \tau) \cos(i\gamma_1 + \Psi_i(x, \tau)) d\tau \times \int_0^t A_{S,i}(x, \tau) \cos(i\gamma_2 + \Psi_i(x, \tau)) d\tau\}. \quad (18)$$

Будем считать, что фазовые углы Ψ_j и Ψ_i распределены равномерно на интервале от 0 до 2π :

$$f(\Psi_i) = \begin{cases} 0 & \forall \Psi_i < 0 \\ \frac{1}{2\pi} & \forall 0 \leq \Psi_i < 2\pi \\ 0 & \forall \Psi_i > 2\pi \end{cases} \quad \forall i = 1, \dots, p. \quad (19)$$

Для условий (19) первое слагаемое из (18) приобретает вид:

$$K_{2,R}(\gamma_1 - \gamma_2) = M\{[A_j^2(x) \cos(j\gamma_1 + \Psi_j(x, \tau)) \cos(j\gamma_2 + \Psi_j(x, \tau)) = \frac{A_j^2(x)}{2} \times$$

$$\times \int_0^{2\pi} \cos(j\gamma_1 + \Psi_j(x, \tau)) \cos(j\gamma_2 + \Psi_j(x, \tau)) \cdot f(\Psi_j) d\Psi_j = \frac{A_j^2(x)}{2} \cos(j(\gamma_2 - \gamma_1)).$$
(20)

Аналогично определяется последнее слагаемое (18) при Ψ_i , не зависящем от τ :

$$M\left\{\int_0^t A_{S,i}(x, \tau) \cos(i\gamma_1 + \Psi_i) d\tau \times \int_0^t A_{S,i}(x, \tau) \cos(i\gamma_2 + \Psi_i) d\tau\right\} =$$

$$= \frac{\cos(i(\gamma_2 - \gamma_1))}{2} \left[\int_0^t A_{S,i}(x, \tau) d\tau\right]^2.$$
(21)

Математическое ожидание второго и третьего слагаемого уравнения (18) могут быть определены, если известна корреляционная или функциональная связь между гармоническими отклонениями в профиле инструмента и его износа.

Рассмотрим несколько наиболее часто встречающихся на практике случаев.

Если начальная фаза гармоник износа Ψ_i не зависит от начальной фазы Ψ_j , то математическое ожидание второго и третьего слагаемых равны нулю.

В этом случае

$$K_{2,R}(\gamma_1 - \gamma_2) = \frac{A_j^2(x)}{2} \cos(j(\gamma_2 - \gamma_1)) +$$

$$+ \frac{\cos(i(\gamma_2 - \gamma_1))}{2} \left[\int_0^t A_{S,i}(x, \tau) d\tau\right]^2.$$
(22)

Если процессы имеют одинаковые частоты и отличаются только по фазе, т.е. $i = j$ и $\Psi_i = \Psi_j + \alpha_\Psi$, то математическое ожидание второго и третьего слагаемых для (18) вычисляются следующим образом:

$$M\{A_j(x) \cos(j\gamma_1 + \Psi_j) \cos(j\gamma_2 + \Psi_j + \alpha_\Psi) \times$$

$$\times \int_0^t A_{S,i}(x, \tau) d\tau + A_j(x) \cos(j\gamma_2 + \Psi_j) \cos(j\gamma_1 + \Psi_j +$$

$$+ \alpha_\Psi) \int_0^t A_{S,i}(x, \tau) d\tau\} \Big|_\gamma = \frac{A_j(x)}{4} \int_0^t A_{S,i}(x, \tau) d\tau \times$$

$$\times \int_0^{2\pi} [\cos(j(\gamma_1 - \gamma_2) - \alpha_\Psi) + \cos((\gamma_1 + \gamma_2) j + 2\Psi_j +$$

$$+ \alpha_\Psi) + \cos(j\gamma_2 - j\gamma_1 - \alpha_\Psi) + \cos(j\gamma_2 + j\gamma_1 + 2\Psi_j +$$

$$+ \alpha_\Psi)] f(\Psi_i) d\Psi_j = A_j(x) \cos[j(\gamma_2 - \gamma_1)] \times$$

$$\times \cos(\alpha_\Psi) \int_0^t A_{S,i}(x, \tau) d\tau.$$

Последнее слагаемое (15) при выполнении условия (19) для каждой гармоники определит составляющие третьего комплекса:

$$M\{A_k \cos[\gamma_1 k + \Psi_k] A_k \cos[\gamma_2 k + \Psi_k]\} =$$

$$= \frac{A_{0k}^2 + D\{A_k\}}{2} \cos(k(\gamma_2 - \gamma_1)).$$
(23)

При условиях (19) и распределении амплитуд A_k по закону Релея, энергетический спектр, представленный составляющими (23) определится как

$$K_{3,R}(\gamma_2 - \gamma_1) = \sum_{k=1}^p \frac{A_{0k}^2 + D\{A_k\}}{2} \cos(k(\gamma_2 - \gamma_1)).$$
(24)

Учитывая независимость рассмотренных комплексов, вычислим корреляционную функцию суммированием корреляционных функций отдельных составляющих:

$$K_R(\gamma_2 - \gamma_1) = \sigma_p^2(x) + D\{\Delta R_0(x, \tau)\} + \left\{ \frac{1}{2} A_j^2(x) + \right.$$

$$+ \frac{1}{2} \left[\int_0^t A_{S,j}(x, \tau) d\tau \right]^2 - A_j(x) \cos(\alpha_\Psi) \int_0^t A_{S,j}(x, \tau) d\tau \Big\} \times$$

$$\times \cos[j(\gamma_2 - \gamma_1)] + \sum_{k=1}^p \frac{A_{0k}^2 + D\{A_k\}}{2} \cos(k(\gamma_2 - \gamma_1)).$$
(25)

Для выше указанных наборов условий корреляционная функция (25) представляет собой аддитивные комплексы, что позволяет определять спектральную плотность суммой спектральных плотностей для каждой из компонент.

Дисперсия случайной величины радиус-вектора рабочей поверхности определяется, если в (25) принять $\gamma_1 = \gamma_2$:

$$K_R(\gamma_2 - \gamma_1) = \sigma_p^2(x) + D\{\Delta R_0(x, \tau)\} + \frac{1}{2} A_j^2(x) +$$

$$+ \frac{1}{2} \left[\int_0^t A_{S,j}(x, \tau) d\tau \right]^2 - A_j(x) \cos(\alpha_\Psi) \int_0^t A_{S,j}(x, \tau) d\tau +$$

$$+ \sum_{k=1}^p \frac{A_{0k}^2 + D\{A_k\}}{2}.$$
(26)

При анализе случайных компонент уравнения (25) для k -й гармоники в работе [3] предложена зависимость

$$K_{3,R}(\gamma_2 - \gamma_1) = D_0 \cdot \exp(-\alpha_k \omega_k \tau) \times \cos(k(\gamma_2 - \gamma_1)), \quad (27)$$

где D_0 – дисперсия высот неровностей рельефа круга k -й гармоники; α_k – эмпирический коэффициент, учитывающий изменение дисперсии за период стойкости инструмента. Для процесса плоского шлифования α , как правило, меньше нуля. На основании функций (25) – (27) могут быть построены их спектральные представления, определяемые как преобразование Фурье:

$$S_{ex}(\omega) = \int_{-\infty}^{\infty} K_R(\gamma) \exp(-j \pi \omega) d\gamma. \quad (28)$$

Для аддитивных корреляционных функций оператор (28) является линейным, что позволяет строить покомпонентные представления их спектров и анализировать установившуюся реакцию технологической системы (4) на отдельные компоненты возмущения.

Пример графика спектральных характеристик случайной составляющей отклонений профиля инструмента (27) и квадрата модуля частотных характеристик системы (4) приведены на рис. 2 и 3.

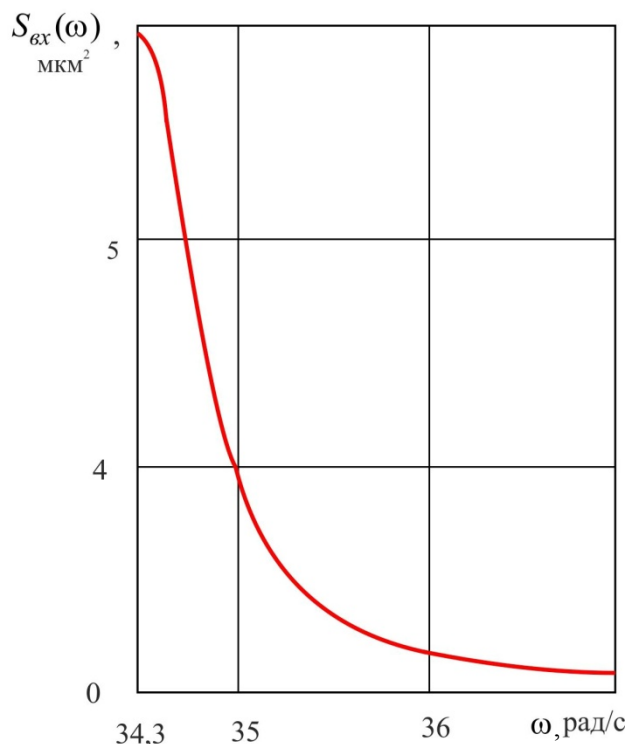


Рис. 2. Влияние частоты ω на спектральную характеристику случайной составляющей отклонения профиля инструмента

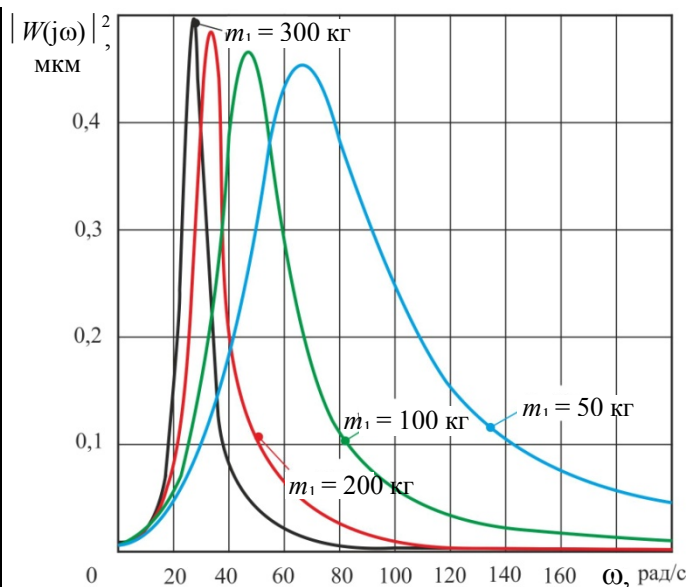


Рис. 3. Зависимости квадратов модулей передаточной функции от частоты для разных значений m_1

Спектральные характеристики вынужденных колебаний центра шлифовального круга, определяемые влиянием случайного процесса отклонений профиля инструмента при взаимодействии его с заготовкой в ходе технологического процесса шлифования, определяются, например [3], по известной зависимости:

$$S_{вых}(\omega) = S_{вх}(\omega) \cdot |W_{TC}(j\omega)|^2, \quad (29)$$

где $|W_{TC}(j\omega)|^2$ – квадрат модуля передаточной функции динамических характеристик технологической системы (4), $S_{вх}(\omega)$ – спектральное представление отклонения профиля инструмента, определяемое как преобразование Фурье корреляционных функций, построенных на базе (28).

Пример энергетического спектра колебаний центра инструмента, вызываемого случайными отклонениями профиля шлифовального круга, приведен на рис. 4.

Подобные спектры характеризуют частотное распределение энергий вынужденных колебаний технологической системы, возбуждаемой случайной составляющей отклонений профиля инструмента.

Приведенные результаты показывают нелинейный характер зависимости интенсивности колебаний элементов технологической системы, на которые воздействуют случайные отклонения профиля инструмента от приведенной массы шлифовального круга и шлифовальной бабки.

Перспективы дальнейшего развития полученных результатов заключаются в их применении для выбора проектных решений и оценке характеристик технологических систем шлифования и оптимизации параметров обработки для существующих комплексов.

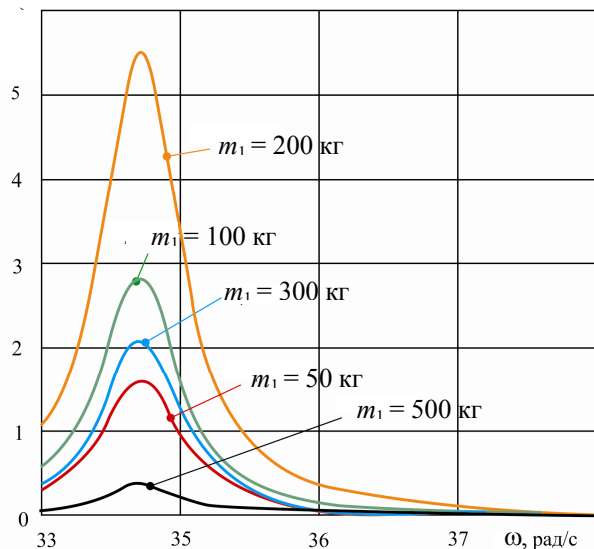


Рис. 4. Энергетический спектр колебаний центра инструмента вызываемый случайными отклонениями профиля шлифовального круга

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. Новоселов Ю.К. Динамика формообразования поверхностей при абразивной обработке. Севастополь: Изд-во СевНТУ, 2012. 304 с.
2. Корчак С.Н. Производительность процесса шлифования стальных деталей. М.: Машиностроение, 1974. 280 с.
3. Братан С.М. Модификация динамических соотношений при построении системы автоматизированного управления процессами финишной обработки/ С.М. Братан, Д.А. Каинов, Ю.О. Стреляная // Известия Тульского Государственного университета. Технические науки. 2013. Вып. 6-1. С. 136–141.

REFERENCES

1. Novosyolov Yu.K. *Surface Shaping Dynamics at Abrasion*. Sevastopol: Publishing House of SevNTU, 2012. pp.304.
2. Korchak S.N. *Productivity of Steel Parts Grinding*. M.: Mechanical Engineering, 1974. pp. 280.
3. Bratan S.M. Modification of correlations at formation of finishing control system/ S.M. Bratan, D.A. Kainov, Yu.O. Strelyanaya // *Proceedings of State University of Tula. Technical Sciences*. 2013. Issue 6-1. pp. 136–141.

Рецензент д.т.н. Ю.С. Степанов

УДК 621.92
DOI: 10.12737/18710

В.Ф. Макаров, д.т.н.,
С.П. Никитин, к.т.н.
А.О. Норин, аспирант
(Пермский национальный исследовательский политехнический университет),
E-mail: makarovv@pstu.ru

Повышение качества и производительности при профильном глубинном шлифовании турбинных лопаток

Представлена методика оценки качества обработки при глубинном профильном шлифовании на многокоординатном станке поверхностей сложной формы. Приведены математические модели для определения параметров пятна контакта шлифовального круга и заготовки при глубинном шлифовании различных поверхностей лопаток, позволяющие прогнозировать съём материала, износ шлифовального круга и шероховатость каждой поверхности на основе режимов резания, характеристики круга, динамики упругих, тепловых и рабочих процессов в технологической системе.

Ключевые слова: технология обработки; глубинное шлифование; многокоординатная обработка; динамическая система станка; динамические характеристики.

V.F. Makarov, D.Eng.,
S.P. Nikitin, Can.Eng.
A.O. Norin, Post Graduate Student
(National Research Polytechnic University of Perm)

Quality and productivity increase at profile creep feed grinding of turbine blades

A new concept of working quality assessment and cutting mode setting at profile creep feed grinding of some complex conju-

gate surfaces simultaneously on a multiaxes NC machine is presented. The analysis of dynamic and thermo-physical phenomena at machining each of the conjugate surfaces grinded simultaneously by one profile abrasive disk is carried out. The simulators for the definition of contact patch parameters of a grinding disk and a billet at a creep feed grinding of different conjugate profile surfaces of turbine and nozzle blades of GTEs allowing the prediction of material removal intensity, grinding disk wear, and roughness of every surface on the basis of changes in cutting modes, disk characteristics, dynamics of elastic, thermal and operation processes in a technological system are shown. This procedure allows controlling the process of profile creep feed grinding to achieve preset parameters of surface quality, dimension accuracy in blade profiles of gas turbine engines, productivity increase and decrease of machining prime cost.

Keywords: machining techniques; creep feed grinding; multiaxis machining; machine dynamic system; dynamic behavior.

Глубинное шлифование применяется главным образом для окончательной обработки плоских и сложно-фасонных поверхностей хвостовиков и полок рабочих и сопловых лопаток турбин газотурбинных двигателей (ГТД) [1, 2]. Некоторые схемы обработки глубинным шлифованием различных поверхностей хвостовиков и полок лопаток турбин приведены на рис. 1, 2.

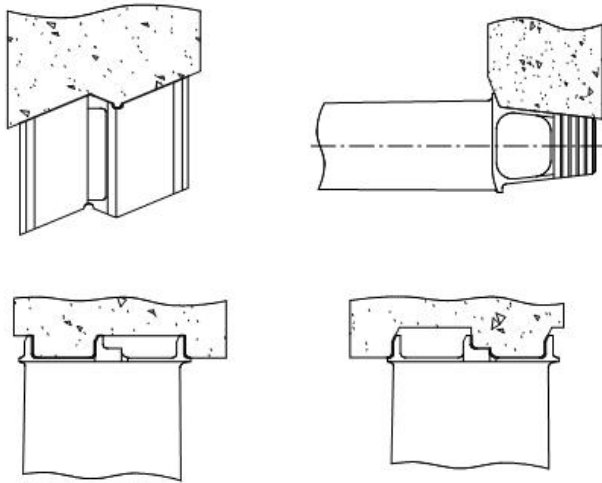


Рис. 1. Схемы глубинного шлифования различных поверхностей рабочих лопаток турбин

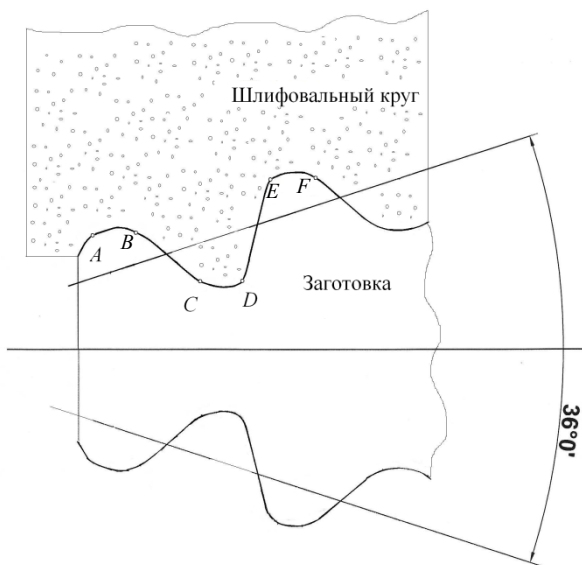


Рис. 2. Схема обработки хвостовика рабочей лопатки турбины

Для повышения точности, гибкости и производительности обработка осуществляется на многокоординатных обрабатывающих центрах с ЧПУ. При этом возникают проблемы с размерной точностью сложного профиля лопатки, а также с дефектами поверхностного слоя в виде прижогов и трещинообразования на ряде поверхностей (рис. 3) [1 – 3].

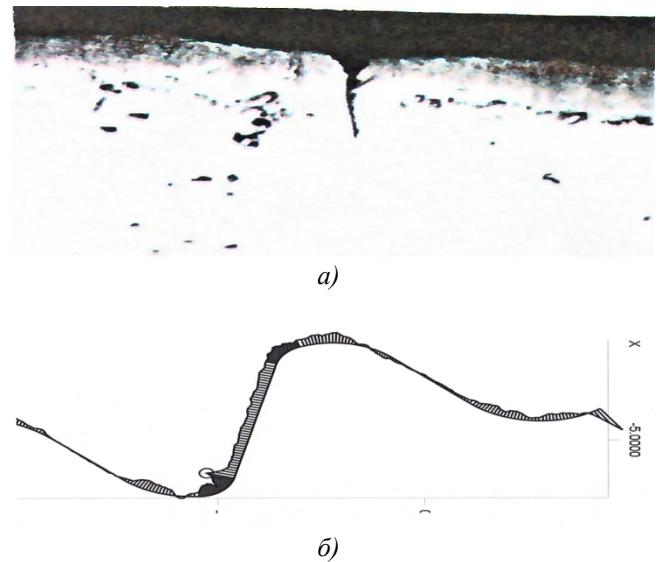


Рис. 3. Микротрещина на поверхности (а) и погрешность профиля (б) при обработке хвостовика

Например, при глубинном шлифовании канавок и полок лопаток, имеющих радиальную и торцовую поверхности, на торцовой поверхности возможно появление трещин. При глубинном шлифовании глубоких и узких спиральных пазов на торцовой поверхности большего диаметра также возможны прижоги и трещины. Для обеспечения заданной размерной точности и качества поверхностного слоя при обработке лопаток ГТД приходится реализовывать множество проходов [1], что снижает производительность глубинного шлифования.

Задача заключается в том, чтобы при многокоординатной обработке глубинным профильным шлифованием установить такие режимы резания и характеристики шлифоваль-

ного круга, которые бы обеспечили заданные параметры качества поверхностей, размерную точность и максимальную производительность. Для этого нужно знать влияние режимов резания и характеристик круга на качество каждой из обработанных поверхностей.

При глубинном профильном шлифовании контура сложной формы одновременно формируется несколько различных поверхностей. Можно выделить несколько характерных видов поверхностей, которые определяют форму элементов лопаток: при обработке полок лопаток (см. рис. 1) формируют в основном плоские и торцовые поверхности; при обработке хвостовика (см. рис. 2) формируют боковые

поверхности профиля (BC , DE), радиусные выступы (AB , EF) и впадины (CD) профиля.

К этим поверхностям предъявляются заданные требования по точности расположения и качеству поверхностного слоя. При их одновременной обработке создаются различные условия реализации процесса шлифования. Наблюдается варьирование режимов резания, припусков, пятен контакта шлифовального круга с заготовкой и т.д. Это приводит к различию сил резания, действующих на зерно; упругих и динамических деформаций; величины съема; температур в зоне контакта, которые определяют размерную точность и качество поверхностного слоя (рис. 4) [1 – 3].



Рис. 4. Причинно-следственные связи условий обработки и качества поверхностного слоя при глубинном шлифовании

Исходя из этого, возникает вопрос, какие режимы шлифования и характеристику круга необходимо задать, чтобы обеспечить приемлемые размерную точность и качество поверхностного слоя.

Обработку сложных поверхностей лопаток можно представить как композицию простых схем профильного шлифования: плоского шлифования периферией круга, плоского шлифования торцом круга и профильное шлифование методом копирования.

Кинематическое различие данных схем шлифования сводится к вариации пятна контакта шлифовального круга и заготовки [1]. Поэтому необходимо оценить различие параметров качества данных поверхностей при разных схемах шлифования, определяющих

разное пятно контакта шлифовального круга и заготовки. Прежде всего, требуется оценить величину съема материала при обработке поверхности Δr , и вероятность съема материала $p(m)$; шероховатость поверхности Ra ; критерий износа шлифовального круга R_z [4].

Величина съема и шероховатость поверхности взаимосвязаны и определяются кинематикой взаимодействия шлифовального круга и заготовки.

Эта взаимосвязь имеет вид:

$$t_{\phi} = R_z + \Delta r, \quad (1)$$

где t_{ϕ} – фактическая глубина микрорезания; Δr – величина съема материала при обработке поверхности, измеренная перпендикулярно к обработанной поверхности; R_z – средняя высота микронеровностей шероховатости.

Максимальная глубина микрорезания зависит от состояния динамической системы станка, рабочего и теплового процессов и может быть определена как сумма составляющих общей деформации системы:

$$t_{\phi} = r + \Delta r_T - \Delta r_C + R - \Delta R_T - \Delta R_C - A_0, \quad (2)$$

где r, R – начальные параметры заготовки и круга; $\Delta r_T, \Delta R_T$ – температурные деформации заготовки и круга; $\Delta r_C, \Delta R_C$ – упругие деформации заготовки и круга; A_0 – параметр, определяющий положение шлифовального круга относительно заготовки.

Относительное положение шлифовального круга и заготовки будет определяться следующим выражением:

$$A_0 = A_H + \Delta A_C + \Delta A_T + \Delta A_D, \quad (3)$$

где A_H – настроечный параметр относительного положения шлифовального круга и заготовки, определяющий заданную глубину обработки; ΔA_C – упругие деформации системы СПИЗ с учетом рабочего процесса; ΔA_T – температурные деформации системы СПИЗ; ΔA_D – динамические деформации системы СПИЗ.

Все слагаемые уравнений (2), (3) являются случайными функциями и определяются динамическими процессами в технологической системе. Для их определения целесообразно использовать комплексную математическую модель, учитывающую взаимодействие данных процессов [5].

Величина съема материала Δr с учетом случайного расположения зерен в шлифовальном круге и случайности резов отдельных зерен может быть рассчитана по выражению [2]:

$$\Delta r = \frac{t_{\phi}^2}{1,478t_{\phi} + \frac{13,66v_{и}}{K_C(v_{к} \pm v_{и})n_3\sqrt{D_{\phi}\rho_3}}}, \quad (4)$$

где $v_{к}$ – скорость шлифовального круга; $v_{и}$ – скорость заготовки; K_C – коэффициент стружкообразования; n_3 – среднее число режущих зерен на единице поверхности круга; D_{ϕ} – эквивалентный диаметр; ρ_3 – радиус закругления вершин абразивных зерен.

Коэффициент стружкообразования учитывает пластические деформации при резании зерном, которые снижают долю удаляемого материала. Приблизительно его можно найти как $K_C = 0,66t_{\phi}^{0,38}$ [2].

Среднее число режущих зерен на единице поверхности круга n_3 , средняя глубина среза

единичным зерном z_3 и площадь пятна контакта шлифовального круга с заготовкой являются основными характеристиками абразивной обработки. Пятно контакта шлифовального круга с заготовкой определяет эквивалентный диаметр D_{ϕ} и длину зоны контакта шлифовального круга с заготовкой l_k . Среднее число режущих зерен на единице поверхности круга определяется случайным расположением зерен в шлифовальном круге и рассчитывается на основе принятого закона распределения [2, 4].

Площадь пятна контакта шлифовального круга с заготовкой определяется кинематикой процесса обработки или схемами шлифования. Для ряда характерных видов шлифования получены простые зависимости параметров (Э.Ф. Капанец, В.К. Старков, В.А. Полетаев, В.Ф. Безъязычный, А.Н. Резников, Е.П. Калинин, W. Dietrich).

При определении параметров пятна контакта будем исходить из того, что в резании участвуют в основном режущие зерна, расположенные непосредственно на рабочей поверхности инструмента и имеющие площадки износа, а зерна, лежащие в глубине, практически не участвуют в срезании металла (1...2 % от общего объема) [6].

Площадь пятна контакта для плоского шлифования периферией круга (рис. 5) с учетом радиусной поверхности на кромке будет определяться выражением

$$F_k = l_k b_k, \quad (5)$$

где $l_k = \sqrt{D_{кр} t_{\phi}}$ – длина контакта; t_{ϕ} – фактическая глубина резания; b_k – ширина контакта с учетом радиусной поверхности на кромке (с погрешностью менее 1 % можно принять $b_k = 1,1 S_{пол}$).

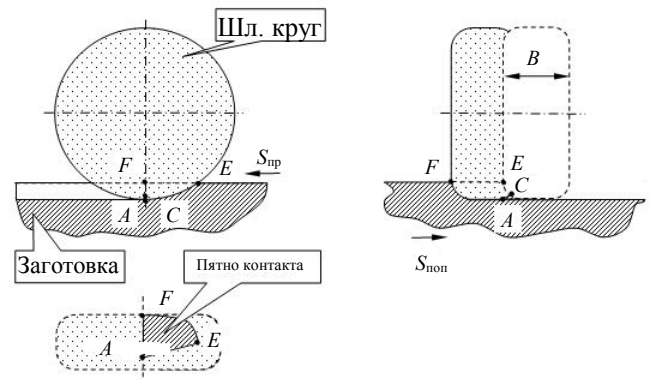


Рис. 5. Пятно контакта при плоском шлифовании периферией круга

Средняя глубина среза единичным зерном

при плоском шлифовании периферией круга составит

$$a_z = \frac{S_{пр} L}{60 v_{кр}} \sqrt{\frac{t_{\phi}}{D_{кр}}}, \quad (6)$$

где L – расстояние между режущими зернами в направлении главного движения.

Данное выражение справедливо для глубинного и обычного многопроходного шлифования. При врезном шлифовании вместо продольной подачи $S_{пр}$ следует подставлять величину ширины шлифования b или величину шлифовального круга B .

При плоском шлифовании торцом круга формообразование срезов существенно отличается от шлифования периферией круга, так как при шлифовании торцом круга движение продольной подачи происходит под углом к направлению главного движения, а при шлифовании периферией круга движение продольной подачи и главного движения совпадают (попутное шлифование) или противоположны (встречное шлифование). При шлифовании торцов канавки или полки ширина шлифуемой части заготовки b_1 будет располагаться сбоку от шлифовального круга относительно хода его движения (рис. 6). При этом ширина среза будет увеличиваться от нуля до максимума.

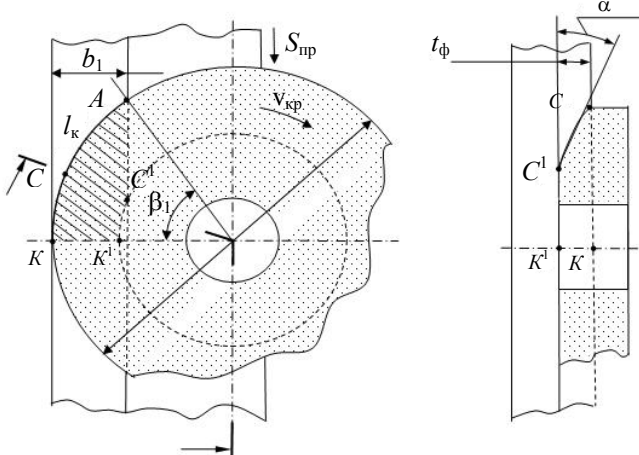


Рис. 6. Пятно контакта при плоском шлифовании торцом круга

Длина контактной линии шлифовального круга и заготовки равна

$$l_k = \sqrt{b_1 D_{кр}} \quad (7)$$

Ширина контакта шлифовального круга и заготовки равна

$$b_k = \frac{t_{\phi}}{\sin \alpha} \quad (8)$$

Угол α обусловлен изменением геометрии рабочей зоны круга по мере износа. После стабилизации износа среднее значение угла $\alpha \approx 8^\circ$. На начальном этапе обработки и при непрерывной правке шлифовального круга $\alpha \approx 90^\circ$, и можно принимать

$$b_k = t_{\phi} \quad (9)$$

Средняя толщина резания отдельным зерном равна

$$a_z = \frac{a_{z \max}}{2} = \frac{S_{пр} L}{2 \cdot 60 \cdot v_{кр}} \sin \alpha \sin \beta_1, \quad (10)$$

где $\beta_1 = \frac{360}{\pi} \sqrt{\frac{b_1}{D_{кр}}}$.

Формирование елочного профиля лопатки производится методом копирования, при котором фасонный профиль абразивного круга воспроизводится на обрабатываемой заготовке. Кинематика абразивной обработки елочного профиля методом копирования аналогична шлифованию резьбы или зубьев зубчатых колес [6] и сводится к схеме плоского шлифования периферией круга (рис. 7).

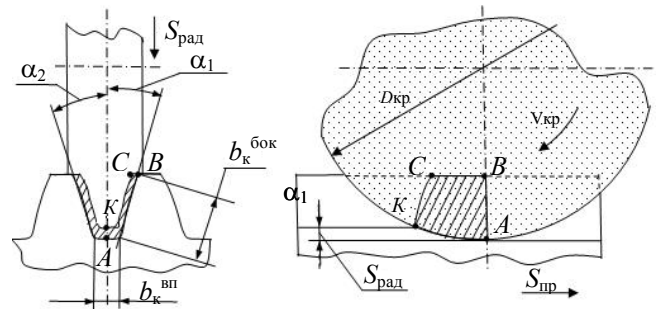


Рис. 7. Пятно контакта при шлифовании методом копирования

Длина контактной линии шлифовального круга и заготовки для каждой боковой поверхности и впадины канавки равна

$$l_k = \sqrt{S_{рад} D_{кр}} \quad (11)$$

Ширина контакта шлифовального круга и заготовки равна:

– для каждой боковой поверхности

$$b_k = b_k^{бок}, \quad (12)$$

– для впадины канавки

$$b_k = b_k^{ВП} \quad (13)$$

Фактическая глубина резания будет определяться выражениями:

– для каждой боковой поверхности

$$t_{\phi} = S_{рад} \sin \alpha_i, \quad (14)$$

– для впадины канавки

$$t_{\phi} = S_{рад} \quad (15)$$

Средняя толщина резания отдельным зерном:

– для боковых поверхностей канавок

$$a_z^{бок} = \frac{S_{пр} L}{60 v_{кр}} \sqrt{\frac{t_{\phi}}{D_{кр}}} = \frac{S_{пр} L}{60 v_{кр}} \sqrt{\frac{S_{рад} \sin \alpha_i}{D_{кр}}}, \quad (16)$$

– для впадины канавки

$$a_z^{вп} = \frac{S_{пр} L}{60 v_{кр}} \sqrt{\frac{t_{\phi}}{D_{кр}}} = \frac{S_{пр} L}{60 v_{кр}} \sqrt{\frac{S_{рад}}{D_{кр}}} \quad (17)$$

Для обеспечения заданных значений качества, размерной точности и производительности при глубинном профильном шлифовании лопаток газотурбинных двигателей на многокоординатных станках необходимо обеспечивать равные показатели по съему, слою микронеровностей и износу круга по каждой поверхности за счет выбора оптимальных режимов резания и характеристик круга. Можно указать следующую последовательность действий по обеспечению размерной точности и качества поверхностного слоя при глубинном профильном шлифовании лопаток ГТД (рис. 8) [4, 7].

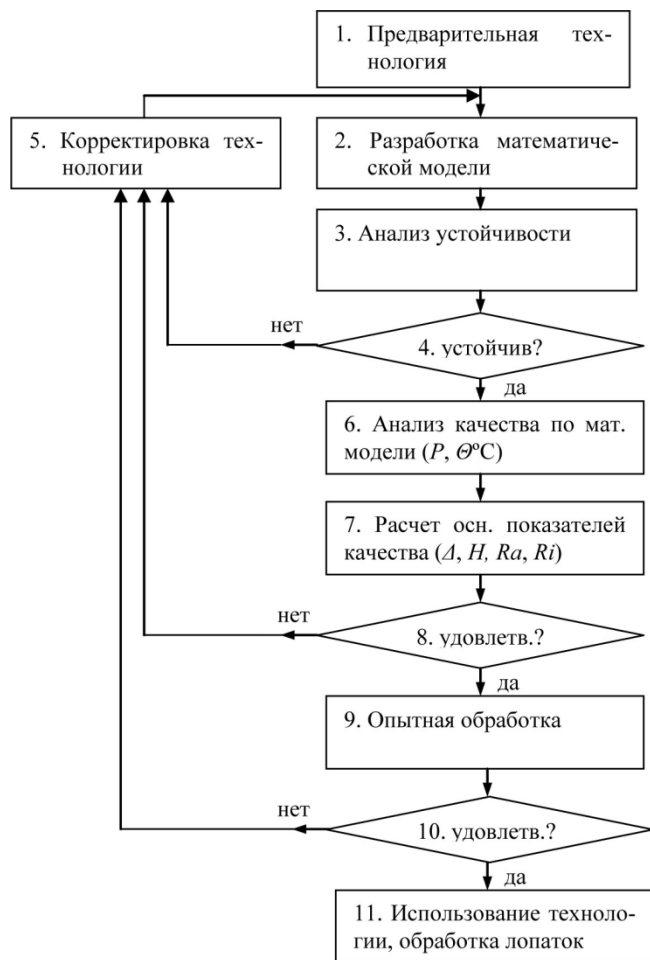


Рис. 8. Алгоритм действий по обеспечению качества глубинного профильного шлифования лопаток

На первом этапе разрабатывается предварительная операционная технология обработки контура сложного профиля на многокоординатном станке с ЧПУ. Выбирается схема, назначаются режимы резания, выбирается характеристика круга на основе традиционных, сложившихся методик.

1) Из условия обеспечения заданной шероховатости поверхностей определяется зернистость шлифовального круга. Зернистость должна обеспечивать шероховатость не выше допустимой шероховатости:

$$Ra \leq Ra_{max},$$

где Ra_{max} – максимально допустимое значение шероховатости.

При этом решается задача обеспечения снятия стружки, то есть фактическая глубина микрорезания должна быть больше граничной, определяющей переход от пластического деформирования к удалению слоя материала. Обычно она задается относительно радиуса закругления зерна:

$$t_{\phi} \geq \xi_{кр} \cdot \rho_z,$$

где ρ_z – радиус закругления зерна; $\xi_{кр}$ – критическое значение соотношения глубины микрорезания к радиусу закругления, определяющее переход от пластического деформирования к удалению слоя материала.

Одновременно фактическая глубина микрорезания не должна быть больше допустимой и приводить к интенсивному разрушению абразивных зерен.

$$t_{\phi} \leq \psi_{кр} \cdot \rho_z,$$

где $\psi_{кр}$ – критическое значение соотношения глубины микрорезания к радиусу закругления, определяющее начало интенсивного разрушения абразивных зерен.

2) Выбирается структура абразивного инструмента из условия размещения стружки в межзерновом пространстве:

$$W_c \leq W_{п},$$

где W_c – объем стружки; $W_{п}$ – объем межзернового пространства и пор.

3) Выбирается твердость инструмента из условия обеспечения заданного физико-механического состояния поверхностного

слоя заготовки. Физико-механическое состояние поверхностного слоя заготовки будет определяться, прежде всего, температурами в зоне резания:

$$\theta \leq \theta_{\text{пр}},$$

где θ – температура поверхностного слоя при шлифовании заготовки; $\theta_{\text{пр}}$ – предельно допустимая температура поверхностного слоя.

Для ограничения температуры поверхностного слоя на первом этапе следует обеспечить своевременное разрушение и вырывание зерен из связки круга при изнашивании, для этого предельно допустимые силы резания при изнашивании были больше сил со стороны связки, удерживающих зерно в круге.

На втором этапе разрабатывается математическая модель теплодинамической системы глубинного профильного шлифования, которая учитывает динамику механических, тепловых и рабочих процессов [7].

Третий этап связан с использованием полученной математической модели для изучения условий осуществления процесса глубинного шлифования. Как известно, с увеличением глубины процесс шлифования может становиться неустойчивым [6]. В условиях неустойчивости выполнение обработки или достижение заданных параметров качества невозможно, поэтому требуется корректировка исходной технологии (этап 5). Для преодоления этой проблемы можно снизить глубину шлифования и производить обработку за несколько проходов, что снижает производительность и эффективность глубинного шлифования. Математическое моделирование позволяет добиться устойчивости процесса глубинного шлифования за счет изменения других параметров обработки, в том числе конструктивных параметров технологической системы, при сохранении максимально возможной производительности.

После корректировки технологии необходимо уточнить математическую модель и заново проверить систему на устойчивость. При обеспечении устойчивости процесса необходимо на основе математической модели получить статические и динамические характеристики, которые будут определять взаимные смещения шлифовального круга и заготовки A_0 (3), текущую глубину резания $t_{\text{ф}}$ (2), коле-

бания силы P и температур в зоне резания θ_i (этап 6).

Выводы

При профильном глубинном шлифовании сложных профилей лопаток необходимо учитывать различие условий шлифования отдельных элементов профиля, которые вызывают колебания в технологической системе, изменения съема материала и приводят к снижению размерной точности, качества поверхностного слоя заготовки.

Различие условий шлифования элементов сложного профиля проявляется в режимах резания, реализуемых схемах шлифования и разных параметрах пятна контакта шлифовального круга и заготовки.

Предложенные модели для расчета параметров контакта могут быть использованы при исследовании особенностей динамики тепловых процессов при глубинном шлифовании лопаток. Это позволит изучать влияние условий глубинного шлифования поверхностей сложного профиля на тепловые процессы в зоне обработки, на относительные смещения шлифовального круга и заготовки из-за динамических явлений и задавать оптимальные режимы резания и характеристику круга.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. Макаров В.Ф. Современные методы высокоэффективной абразивной обработки жаропрочных сталей и сплавов: учеб. пособие. СПб.: Изд-во «Лань», 2013. 320 с.
2. Полетаев В.А., Волков Д.И. Глубинное шлифование лопаток турбин: библиотека технолога. М.: Машиностроение, 2009. 272 с.
3. Старков В.К. Шлифование высокопористыми кругами. М.: Машиностроение, 2007. 688 с.
4. Новоселов Ю.К. Динамика формообразования поверхностей при абразивной обработке. Саратов: Изд-во Саратовского ун-та, 1972. 232 с.
5. Никитин С.П. Моделирование процесса резания при шлифовании с учетом взаимодействия упругой и тепловой систем // Вестник УГАТУ. 2009. Т.12. №4(33). С. 61–65.
6. Калинин Е.П. Теория и практика управления производительностью шлифования без прижогов с учетом затупления инструмента. СПб.: Изд-во Политехнического ун-та, 2009. 358 с.
7. Макаров В.Ф., Никитин С.П. Влияние условий формообразования на качество поверхностного слоя лопатки при глубинном профильном шлифовании // Научно-

ные технологии в машиностроении. 2015. №8 (50). С. 38–44.

REFERENCES

1. Makarov V.F. *Current Methods in High-performance Abrasion of Heat-resistant Steel and Alloy: Textbook*. S-Pb.: Publishing House "Lan", 2013. pp. 320.
2. Poletaiev V.A., Volkov D.I. *Turbine Blade Creep Feed Grinding: Technologist's Library*. M.: Mechanical Engineering, 2009. pp. 272.
3. Starkov V.K. *Grinding with Highly Porous Disks*. M.: Mechanical Engineering, 2007. pp. 688.
4. Novosyolov Yu.K. *Dynamics in Surface Shaping at Abrasion*. Saratov: Publishing House of the University of Saratov, 1972. pp. 232.

5. Nikitin S.P. Simulation of cutting at grinding taking into account elastic and thermal systems interaction // *Bulletin of the USATU*. 2009. Vol.12. №4 (33). pp. 61–65.

6. Kalinin E.P. *Theory and Practice in Control of Grinding Productivity without Burns and Taking into Account Tool Dulling*. S-Pb.: Publishing House of Polytechnic University, 2009. pp. 358.

7. Makarov V.F., Nikitin S.P. Impact of shaping conditions upon blade surface layer quality at profile creep grinding // *Science Intensive Techniques in Mechanical Engineering*. 2015. №8 (50). pp. 38–44.

Рецензент д.т.н. В.А. Поletaев

УДК 621.922

DOI: 10.12737/18711

Б.М. Бржозовский, д.т.н.,

А.В. Славин, к.т.н.

(ФГБОУ Саратовский государственный технический университет

им. Ю. А. Гагарина, г. Саратов,

ул. Политехническая, 77, 410054, Россия)

E-mail: bmsar852@mail.ru

Повышение эффективности шлифования путем управления физико-химическими процессами в контакте «инструмент – заготовка»

Рассмотрены пути повышения эффективности шлифования путем управления физико-химическим процессом в контакте «круг-заготовка». Показано влияние физико-химических свойств СОЖ на основные показатели шлифования. Предложена иерархическая пороговая структура процесса шлифования на основе нейросетевой модели, позволяющая автоматизировать проектирование технологии обработки.

Ключевые слова: шлифование; смазочно-охлаждающая жидкость; режущая способность; износ.

B.M. Brzhozovsky, D.Eng.,

A.V. Slavin, Can.Eng.

(FSBEI Gagarin State Technical University of Saratov,

77, Polytechnicheskaya Str., Saratov, 410054, Russia)

Grinding efficiency increase through physical-chemical processes control in “tool – billet” contact

The ways to increase grinding effectiveness by means of physical–chemical process control in a “disk-billet” contact are considered. The impact of physical-chemical properties of cutting emulsion (CE) upon grinding basic indices is shown. The hierarchical threshold structure of a grinding process based on a neuronet model allowing automating the machining techniques designing is offered.

Keywords: grinding; cutting emulsion; cutting power; wear.

Процессы механической обработки деталей являются важной составляющей в технологиях современного машиностроения. Формирование окончательных макро- и микрогеометрических параметров обрабатываемых заготовок реализуется на окончательных операциях механической обработки, выполняемых с помощью абразивного инструмента. Переход на ресурсосберегающие технологии в механообработке деталей предусматривает уменьшение припусков на заготовках.

Требование к качеству и точности обработанных поверхностей заготовок стимулирует проведение исследований, посвященных повышению эффективности процесса шлифования, завершающего в технологической цепочке изготовления деталей машин и механизмов [1, 2].

Как следует из анализа результатов проведенных исследований, достигнуты определенные успехи в вопросах выбора рациональных режимов шлифования, абразивного инструмента, смазочно-охлаждающих жидкостей (СОЖ). Показана возможность обеспечения качественных показателей шлифования на основе информации о динамическом взаимодействии подсистем инструмента и изделия [3].

Вместе с этим необходимо отметить, что технология шлифования в достаточной мере не формализована, а это серьезно сдерживает реализацию системы автоматизированного проектирования технологии абразивной обработки заготовок в реальном пространстве.

Ранее проведенные исследования на основе системного подхода к процессу шлифования позволили описать явления, протекающие в контакте «инструмент – заготовка» [4, 5]. В работах [4, 5] показаны роль и характер физико-химических процессов, протекающих в контакте «инструмент – заготовка», и их влияние на основные показатели шлифования: режущую способность и стойкость абразивного инструмента, шероховатость обработанной поверхности.

Одним из важнейших вопросов при шлифовании является механизм стружкообразования при взаимодействии режущего профиля шлифовального круга и поверхности обрабатываемой заготовки.

Взаимодействие абразивного зерна и металла при шлифовании характеризуется высокой скоростью, что приводит к концентрации тепловой энергии в узкой зоне пор перед режущим элементом, вызывающей локально-концентрированный сдвиг элемента стружки.

По Филимонову Л.Н. [6] образование стружек при шлифовании носит адиабатический характер. По данным [6] отделение стружки при шлифовании регламентируется соотношением глубины внедрения зерна h к радиусу закругления его вершины ρ . Процесс шлифования характеризуется малым временем взаимодействия зерна и металла ($10^{-5} \dots 10^{-4}$ с) ударными нагрузками, высокими температурами в контакте. Время контакта абразивного зерна и металла при шлифовании ($10^{-5} \dots 10^{-4}$ с) дает основание для рассмотрения процесса с позиций теории удара твердых тел.

Критическая ударная скорость $v_{кр}$, вызывающая напряжение σ_m , равное предельному напряжению σ_b при растяжении металла, определяется из уравнения [7]:

$$v_{кр} = \int \sqrt{\frac{E_p}{\xi}} d\varepsilon = \frac{1}{\xi} \int_0^{\varepsilon} \frac{d\sigma}{c}, \quad (1)$$

где ξ – плотность металла; σ – напряжение сдвига; c – скорость распространения пластической волны.

Ударное взаимодействие твердых тел характеризуется перераспределением энергии и возрастанием энтропии, описываемой уравнением [7]:

$$S = \gamma\varepsilon + C_\varepsilon \ln\left(1 + \frac{T}{T_0}\right), \quad (2)$$

где C_ε – удельная теплоемкость при постоянной температуре; T_0 и T – начальная и конечная температуры;

$$\gamma = (3\lambda + 2\beta) \alpha t, \quad (3)$$

где β и λ – коэффициенты Ламе; αt – коэффициент линейного термического расширения.

Уравнение для температурного ударного сжатия металла запишется в виде:

$$\frac{dT}{dW} + BT - \frac{PB}{C} \frac{\left(1 - \frac{W}{W_0}\right)}{1 - b\left(1 - \frac{W}{W_0}\right)} = 0, \quad (4)$$

где W и W_0 – начальный и текущий удельные объемы; C – коэффициент теплоемкости металла; P – давление; b – параметр адиабаты.

Следствием контактного взаимодействия абразивного зерна и металла является образование диссипативной структуры, существова-

ние которой поддерживается за счет обмена энергией и веществом с окружающей средой.

В рамках неравновесной термодинамики Пригожина – Гленсдорфа, наряду с уравнением баланса для изменения энтропии системы $dS = dS_0 + dS_i + \beta dS_e$ (поток энтропии окружающей среды; $dS_i \geq 0$ – производство энтропии внутри системы) вводится новое уравнение баланса. Общий критерий устойчивости системы определяется производством обобщенной избыточной энтропии Z .

$$\sigma[\delta Z] = \int \sigma[\sigma Z] dV \geq 0, \quad (5)$$

где σ – локальное производство обобщенной избыточной энтропии в объеме V .

Проведенные исследования [4] процессов, протекающих в контакте «круг – деталь», показали, что при шлифовании продукты диспергирования металла и износа инструмента при взаимодействии с СОЖ образуют коллоидную систему. При течении данной системы через контактную зону происходит формирование слоя засаливания из микростружек в межзеренном пространстве и налипание частиц металла на вершины абразивных зерен. В результате этого нивелируется режущий профиль инструмента, меняется соотношение глубины внедрения абразивного зерна к радиусу закругления его вершины и, как следствие, изменяется кинематика и динамика стружкообразования. Наличие пленки СОЖ в контакте «абразивное зерно – металл» изменяет характер фрикционного взаимодействия данной пары.

Вследствие высокой скорости деформации металла абразивным зерном он переходит в пластическое состояние. При этом между напряжением и деформацией существует зависимость:

$$\sigma = E \frac{v}{c_0}, \quad (6)$$

где E – модуль Юнга; v – скорость деформации; c_0 – скорость звука в вакууме.

Ранее [5] было показано, что интенсивность адгезионного взаимодействия абразивного зерна и обрабатываемого металла зависит от величины ионизационного потенциала СОЖ. С ростом эмиссии электронов СОЖ снижается интенсивность налипания металла на абразивное зерно.

Проведенные авторами экспериментальные исследования показали, что с ростом глубины внедрения абразивного зерна налипание на него металла снижается. В этом случае возрастает объем навалов, рост энтропии, увели-

чение числа эмитирующих электронов и, как следствие, интенсификация ионизации пленки СОЖ в контакте «зерно – металл» [4].

В условиях граничного трения определено влияние состава СОЖ на коэффициент трения абразивного зерна (Al_2O_3) по стали (ШХ15, 58 ... 62 HRC₃) при скорости 50 м/с.

Из табл. 1 следует, что коэффициент трения Al_2O_3 снижается по мере роста эмиссии электронов СОЖ. Это относится и к случаю, когда абразивное зерно покрыто налипшим металлом, что следует из данных во втором столбце коэффициента трения ($Al_2O_3 + ШХ15$) по ШХ15 (табл. 1).

1. Влияние состава СОЖ на коэффициент трения Al_2O_3 по стали ШХ15 ($v = 50$ м/с)

Состав СОЖ	Коэффициент трения	
	$Al_2O_3 - ШХ15$	$(Al_2O_3 + ШХ15) - ШХ15$
Вода дистиллированная (эмиссия 5,00 имп/с)	0,25	0,45
Укринол 1 – 3 % концентрации в воде (эмиссия 6,00 имп/с)	0,11	0,16
Аквол 10 – 5 % концентрации в воде (эмиссия 7,00 имп/с)	0,11	0,18
ИХП45Э – 5 % концентрации в воде (эмиссия 9,00 имп/с)	0,09	0,15

Эксперименты выполнялись на специальном стенде конструкции ВНИИАШ. Наличие в составе СОЖ: Укринол 1, Аквол 10, ИХП45Э, серы и хлорсодержащих компонентов, образующих на поверхности металла пленки с низким сопротивлением сдвигу и температурой, снижает коэффициенты трения. Коэффициент трения Al_2O_3 по стали ШХ15 увеличивается пропорционально количеству налипшего на абразивное зерно металла. Такая закономерность объясняется тем, что на поверхности стали ШХ15 образуются одинаковые продукты взаимодействия.

Проведенные эксперименты показали, что СОЖ, проникая в контакт «абразивное зерно – металл» при шлифовании подвергается ионизации потоком электронов, эмитирующих из пластически деформированного металла, что существенно изменяет коэффициент трения контактной пары и в конечном итоге отражается на процессе стружкообразования.

На основании изложенного можно отметить, что процесс стружкообразования металла при шлифовании протекает в условиях высокоскоростного сдвига. Ударное взаимодействие зерна и металла характеризуется перераспределением энергии и возрастанием энтропии. В условиях ударного сжатия микрообъема металла абразивным зерном происходит ударно-волновой разогрев обрабатываемого материала, инициирующий эмиссию электронов, ионизирующих СОЖ в зоне формирования навалов.

Процесс непрерывного удаления припуска при шлифовании кругами на керамической связке обеспечивается при условии стабильного состояния поверхностного слоя инструмента в контакте «круг – деталь».

К числу параметров, характеризующих это состояние, относятся: количество, шаг, геометрия абразивных зерен, высота их выступа над средней линией профиля. В условиях автоматизированного производства поддержание оптимальной режущей способности круга достигается его правкой через определенное количество обработанных деталей. Исходя из этого, физический износ шлифовального круга несопоставим по величине с толщиной удаляемого слоя композита правящим инструментом.

Период стойкости шлифовального круга зависит от интенсивности засаливания его рабочей поверхности шламом, налипания микростружек на вершины абразивных зерен, разрушения собственно абразивных зерен, уменьшения количества режущих зерен за счет вырывания их из связки.

Баланс мощностей при стационарном процессе диспергирования металла при шлифовании описывается уравнением:

$$P_y v_{P_y} = \int_a v_{P_N} P_N da, \quad (7)$$

где P_y – тангенциальная составляющая силы шлифования; v_{P_y} – скорость съема обрабатываемого металла; P_N – нормальная составляющая силы шлифования; v_{P_N} – скорость износа шлифовального круга; a – область контакта круга и заготовки.

Произведем преобразования (7) и определим скорость износа абразивного инструмента:

$$v_{P_N} = \frac{P_y (c_1 + c_2)}{\int_a \frac{\cos^2(n, y)}{v_{1,2}} ds}, \quad (8)$$

где c_1 и c_2 – коэффициенты съема металла

и износа круга; (n, y) – угол между направлением движения заготовки и абразивного инструмента; a, b – кривая, огибающая режущий профиль шлифовального круга; $v_{1,2}$ – скорость относительного перемещения заготовки и инструмента.

При $P_y = \text{const}$ минимальная скорость износа круга соответствует максимуму интеграла, определяющего форму огибающей кривой a, b режущего профиля инструмента. Изменение длины огибающей микрорельефа профиля шлифовального круга является функцией скоростей коагуляции частиц шлама в межзеренном пространстве, налипания стружки на вершины абразивных зерен.

В движущейся в пористом теле агрегативно-неустойчивой суспензии протекают два процесса: рост агрегатов в потоке жидкости, осаждение агрегатов и отдельных частиц на поверхности пор, что в нашем случае соответствует заполнению межзеренного пространства шламом [5, 6].

В контакте «круг – заготовка» шлам взаимодействует с режущим профилем инструмента. При размере частиц более 10^{-3} см коагуляция происходит за счет различий в скоростях их движения в потоке [5, 6]. Частицы шлама радиуса r_0 вблизи абразивного зерна радиусом r , обтекаемого потоком СОЖ со скоростью $v_{ж}$, находятся под действием нормальной компоненты гидродинамической составляющей силы. В результате этого частицы прижимаются к режущему профилю круга. Тангенциальная составляющая гидродинамической силы стремится переместить частицу шлама вдоль поверхности режущего профиля к линии отрыва, где знак нормальной составляющей меняется на обратный. Очевидно, что гидродинамические силы растут с размером агрегатов частиц шлама.

С учетом полидисперсности микростружек металла можно предположить, что мелкие частицы прилипают к поверхности шлифовального круга, в то время как крупные перекатываются по режущему профилю инструмента, «накручивая» на себя мелочь, инициируя лавинообразный процесс.

Исходя из изложенного, стойкость (8) шлифовального круга может быть увеличена путем повышения расхода СОЖ через зону шлифования, за счет роста скорости течения СОЖ, что становится возможным путем введения в жидкость компонентов, снижающих предельное напряжение сдвига шлама, при достаточной по величине пластической вязкости, резко уменьшающей возможность нали-

пания мелких микростружек на поверхность инструмента. Наличие в СОЖ компонентов, минимизирующих работу выхода валентного электрона, создает условия образования экранящих пленок на абразивном зерне, предотвращает налипание микростружек.

Результаты экспериментальных исследований [4, 5] подтвердили правильность теоретических положений.

Являясь многофакторным стохастическим процессом, шлифование сложно поддается анализу и упорядочению. В связи с этим рекомендации по подбору инструмента, режимов обработки и смазочно-охлаждающей жидкости основаны на эмпирических данных и носят достаточно размытый характер. Многочисленные исследования в данной области подчеркивают необходимость систематизации факторов, влияющих на конечное состояние поверхности заготовки.

Одним из важнейших показателей шлифования является шероховатость обработанной поверхности. Вместе с тем для обеспечения стабильности производственного цикла необходимо поддерживать в заданных пределах режущую способность инструмента и минимизировать его износ. Эти показатели связаны с параметрами материала заготовки, инструмента и СОЖ системой феноменологических уравнений, полученных авторами [7].

Большинство коэффициентов в этих уравнениях получены опытным путем и это затрудняет процесс алгоритмизации назначения режимов обработки, параметров и материала абразивного круга и выбора состава СОЖ.

Рассмотрим совокупность параметров и факторов процесса абразивной обработки с позиций системного анализа. В связи с особенностями обработки сложно проследить прямые зависимости между совокупностью параметров и итоговыми характеристиками. Построим древовидную пороговую систему, имеющую иерархическую структуру и состоящую из факторов и совокупностей различных уровней.

На рис. 1 (см. обложку) представлена предлагаемая структура. В качестве результирующего показателя используем безразмерный комплексный показатель качества, который формируется совокупностью коэффициентов режущей способности, износа круга и шероховатости обработанной поверхности. Элементарными составляющими процесса являются влияющие факторы множества $\{f_{ij}\}$. Внутри этого уровня j -е факторы разделены на i -е подмножества, определяющие принадлеж-

ность к заготовке, инструменту или СОЖ; j -е факторы представляются в виде весовых коэффициентов, значение которым присваиваются в ходе обучения сети.

Следующая иерархическая ступень – определяющие совокупности 2-го уровня K_i . Данная совокупность содержит сведения о системе, состоящей из СОЖ и продуктов диспергирования. Состояние этой системы влияет на итоговый показатель, т.к. физико-химические и структурно-механические показатели определяют интенсивность засаливания – нивелирования микропрофиля абразивного круга продуктами взаимодействия СОЖ, фрагментов зерна, связки и микростружек. Засаливание же в свою очередь является основным негативным фактором абразивной обработки, снижающим ее качество. На схеме показаны связи между элементами различных уровней. Совокупность входящих значений f_{ij} сопоставляется с пороговыми значениями $\Sigma f_{ij(\text{порог})}$ и после обработки посредством таблиц сопоставления формирует выходные значения.

Далее формируются связи с определяющими совокупностями 1-го уровня N_i . Эти совокупности отражают характер механо-химических процессов в зоне шлифования и поверхностном слое обрабатываемой заготовки. Влияние этого уровня на итоговые величины обусловлено механизмом засаливания, согласно которому, в зоне контакта абразивного круга и обрабатываемой детали формируется вязко-пластическая дисперсная система, от устойчивости которой зависят режущая способность, износ круга и шероховатость обработанной поверхности. По пороговому механизму осуществляется формирование значений элементов данного уровня с учетом характера связей и выходных значений K_i .

Следующий уровень – величины, составляющие комплексный показатель качества. Их значения формируются в результате связей, указанных на схеме и сопоставления значений действующих определяющих совокупностей предыдущего иерархического уровня. Сопоставление с пороговым значением дает весовые коэффициенты, непосредственно формирующие комплексный показатель качества.

Отдельно стоит рассмотреть факторы, определяющие процессы, сопровождающие шлифование, так называемые влияющие Z-факторы. В свою очередь они образуют две подсистемы – факторы, связанные с взаимным движением инструмента и детали (Z-motion) и факторы внешнего характера (Z-out). Их совокупное действие влияет на итоговые величины

в качестве усиливающего или ослабляющего коэффициента.

Таким образом, система работает в 2-х направлениях – прогнозирование результата абразивной обработки по имеющимся характеристикам заготовки, круга и СОЖ или подбор характеристик инструмента и СОЖ при фиксированных значениях параметров заготовки и требуемым показателям режущей способности, износа круга и шероховатости обработанной поверхности.

Обучение системы заключается в прогоне через систему совокупностей и результатов абразивной обработки. Основная задача на данном этапе анализ данных и присвоение значений весовых коэффициентов, а так же определение пороговых значений. Использование подобного подхода позволяет автоматизировать процесс выбора абразивного инструмента, режимов обработки и состава СОЖ.

На основании проведенных исследований можно сделать следующие выводы:

- при шлифовании в контакте «круг – заготовка» одновременно протекают процессы абразивного диспергирования, физико-химического взаимодействия СОЖ с абразивными зёрнами, ювенильными поверхностями обрабатываемого металла, течения системы «СОЖ + продукты диспергирования»;

- физико-химические свойства СОЖ и реологические характеристики системы «СОЖ + продукты диспергирования» влияют на производительность шлифования, стойкость круга, шероховатость обработанной поверхности;

- подбор химического состава СОЖ позволяет регулировать характер взаимодействия круга и обработанной поверхности на основные показатели процесса обработки;

- разработанная иерархическая пороговая структура процессов шлифования позволяет путем применения программных комплексов с возможностью использования нейросетевых технологий вести автоматизированный подбор характеристик инструмента, состава СОЖ, режимов обработки при заданных: режущей способности и стойкости инструмента, шероховатости обработанной поверхности.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. Безязычный В.Ф. Влияние качества поверхностного слоя после механической обработки на эксплуатационные свойства деталей машин // Инженерия поверхности:

прил. к журналу: Справочник. Инженерный журнал. 2001. № 1. С. 9 – 17.

2. Суслов А.Г. Технологическое обеспечение параметров состояния поверхностного слоя деталей. М.: Машиностроение, 1987.

3. Янкин И.Н., Бржозовский Б.М., Бровко М.Б. Обеспечение качества шлифования на основе учета особенностей динамического взаимодействия подсистем инструментов и изделий // Сб. тр. 7-й Междунар. науч.-техн. конф. «ДТС-2004». Саратов, 2004. С. 372 – 375.

4. Бржозовский Б.М., Славин А.В. Влияние смазочно-охлаждающей жидкости на процесс стружкообразования при шлифовании металла // Вестник Саратовского государственного технического университета. 2011. № 4 (60). Вып. 2. С. 138 – 142.

5. Славин А.В., Шумячер В.М. Механо-химические процессы взаимодействия абразивного инструмента и заготовки при шлифовании металла // Технология машиностроения. 2008. № 1. С. 29 – 32.

6. Филимонов Л.Н. Высокоскоростное шлифование. Л.: Машиностроение, 1979. 248 с.

7. Славин А.В. Пороговая иерархическая система как средство факторного анализа процессов абразивной обработки // Вестник Саратовского государственного технического университета. 2013. № 1 (69). С. 116 – 118.

REFERENCES

1. Bezyazychny V.F. Influence of surface layer quality after machining upon machinery performance attributes // *Surface Engineering: Supplement to Journal: Reference Book. Engineering Journal*. 2001. № 1. pp. 9 – 17.

2. Suslov A.G. *Parameter State Technological Support for Part Surface Layer*. M.: Mechanical Engineering, 1987.

3. Yankin I.N., Brzhezovsky B.M., Brovko M.B. Grinding quality assurance based on dynamic interaction peculiarities of tool and produce subsystems // *Proceedings of the 7-th Inter. Scientific –tech. Conf. "DTS-2004"*. Saratov, 2004. pp. 372 – 375.

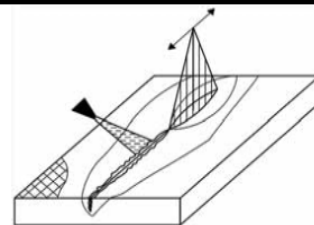
4. Brzhezovsky B.M., Slavin A.V. Cutting emulsion influence upon chip forming at metal grinding // *Bulletin of State Technical University of Saratov*. 2011. № 4 (60). Issue 2. pp. 138 – 142.

5. Slavin A.V., Shumyacher V.M. Mechanical – chemical processes of abrasive tool and billet at metal grinding // *Engineering Techniques*. 2008. № 1. pp. 29 – 32.

6. Filimonov L.N. *High-speed Grinding*. L.: Mechanical Engineering, 1979. pp. 248.

7. Slavin A.V. Threshold hierarchical system as means for factor analysis of abrasion processes // *Bulletin of the State Technical University of Saratov*. 2013. № 1 (69). pp. 116 – 118.

Рецензент д.т.н. Л.В. Худобин



УДК 678.067621.892
DOI: 10.12737/18712

**Ю.М. Зубарев, д.т.н.,
А.В. Приемышев, к.т.н.,
А.С. Заостровский, инженер**
(ФГАОУВО Санкт-Петербургский государственный университет Петра Великого,
195251, С-Петербург, Политехническая ул., 29)
E-mail: office@teami.spbstu.ru

Особенности технологии механической обработки углепластиков

Изложены результаты исследований лезвийной обработки различным инструментом антифрикционных углепластиков. Приведены данные по формообразованию стружки при обработке заготовок из различных углепластиков.

Ключевые слова: полимерные композиционные материалы; углепластики; лезвийная обработка; режущий инструмент; режимы резания; качество обработки.

**Yu.M. Zubarev, D.Eng.,
A.V. Priomyshchev, Can.Eng.,
A.S. Zaostrovsky, Engineer**
(FSEI Peter the Great State University of Saint-Petersburg,
29, Polytechnicheskaya Str., S-Petersburg, 195251)

Peculiarities in technology of coal-plastic machining

At present polymeric composite materials (PCM) substitute more and more wider metal in various branches of mechanical engineering. But the mechanical engineering of such materials with an edge tool causes considerable difficulties, as it differs in principle from common steel and alloy machining. A significant factor in choice of cutting modes and tool application and, as a consequence of a chip forming at PCM machining is a fiber orientation taking into account a cutting direction. The paper reports the results of researches in edge working by different tools with antifriction coal-plastic.

Keywords: polymeric composite materials; coal-plastics; edge working; cutter; cutting modes; machining quality.

Полимерные композиционные материалы (ПКМ) в настоящее время всё более активно начинают замещать металл в различных отраслях машиностроения. Однако при механической обработке таких материалов возникают определённые сложности, связанные с их анизотропными и физико-механическими свойствами.

При резании передняя поверхность резца стремится сдвинуть слой материала шириной, равной величине подачи относительно поверхности резания. Армирующие волокна ПКМ этому препятствуют, причём эффективность сопротивлению сдвига будет зависеть от ориентации волокон по отношению к движе-

нию режущего лезвия. Под действием контактных напряжений материал сначала уплотняется, а затем происходит его смятие и хрупкое разрушение волокон и полимерной матрицы.

Полимерные композиционные материалы на основе углепластиков обладают низкой теплопроводностью, что обуславливает слабый отвод тепла из зоны резания. Это накладывает ограничения на технологические параметры процесса обработки.

Деструкция полимерного связующего материала при резании, в результате которой в микрообъёмах образуется вязко-текущий полимер, являющийся поверхностно-активным

веществом, снижающий поверхностную энергию материала инструмента, приводит к отрыву от его поверхности отдельных микро- и макрочастиц. В результате этого возникает химический адсорбционный износ инструмента, а также склонность к упругому восстановлению обработанной поверхности антифрикционных и других углепластиков, приводящая к появлению больших площадок контакта по задней поверхности инструмента. Это определяет износ инструмента по задней поверхности и значительное увеличение силы резания, что приводит к росту динамических явлений при обработке, снижению точности и качества поверхностного слоя изделий.

Используемая матрица в ПКМ обеспечивает связь армирующего материала, а также передачу и распределение напряжения в его объёме. Армирующие наполнители (тонкие непрерывные волокна, нити, ткани и жгуты) несут на себе основные нагрузки, обеспечивают физико-химические характеристики материала – высокую прочность и жёсткость в направлении ориентации волокон. Исследуемые ПКМ состоят из армирующего материала на основе угле-, стекло-, арамидно-, базальтовых тканых с термоотверждающейся (полиэфирной, винилоэфирной, фенольной, эпоксидной) или термопластичной (PEEK полиэфирэфиркетон), PPS (полифенилен сульфид), PEL (полиэфиримид и т.д.) матрицей. Армирующие материалы в зависимости от необходимых или заданных нагрузок имеют разные плотности (гр/мм^2), модули упругости (МПа), направления (однаправленные, саржа, плейн, твил, мультиаксиальные и др.).

Проблемы механической обработки ПКМ, в первую очередь, связаны с особенностями процесса резания непластичных полимерных композиционных материалов. Все закономерности процессов, происходящих в зоне резания, связанных с пластическим деформированием металла, неприменимы для ПКМ. Многослойная полимерная композиционная структура с разными прочностными характеристиками, теплопроводностью, способностью сохранять свои свойства при разных рабочих температурах ограничивает возможности применения стандартных условий обработки. В первую очередь, это касается выбора скорости резания, определяющей теплонапряжённость в зоне обработки.

Структура ПКМ, особенности её формирования, анизотропия свойств, связанная с различной реакцией составляющих компонентов на действие температурных и силовых факто-

ров, а также с определенной направленностью армирующих элементов, оказывает особое влияние на физические процессы в зоне резания, построение технологических процессов, выбор оборудования и инструмента, структуры операций и условий их выполнения. При обработке заготовок из ПКМ практически не образуется стружки. В зависимости от матрицы создаётся пыль, которая имеет хорошую электропроводность (углеволокна), что необходимо учитывать при выборе оборудования.

Параметры шероховатости поверхности, образующейся при обработке, зависят от направления траектории движения, подачи инструмента и от направления волокон армирующих элементов. При неблагоприятном сочетании этих движений возможно появление следов разрыва волокон, выброса фрагментов компонентов ПКМ на поверхность и ухудшение параметров шероховатости поверхности.

Важным фактором в определении режимов резания и стружкообразования при обработке однонаправленных ПКМ является ориентация волокна с учётом направления резания. Угол ориентации волокна определяется по направлению движения часовой стрелки с учётом направления резания (рис. 1).

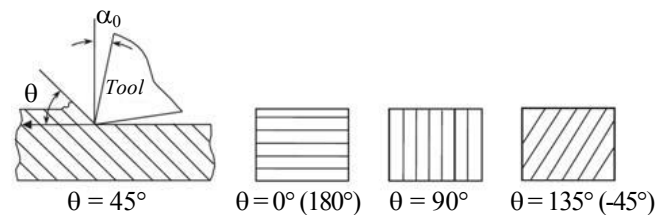


Рис. 1. Ориентация волокон с учётом направления резания

Как показывают исследования, на процесс стружкообразования основное влияние оказывают следующие факторы: передний угол режущего инструмента, материал волокна и материал матрицы.

Процесс стружкообразования при обработке однонаправленных ПКМ можно подразделить на пять различных типов в зависимости от ориентации волокна и значения наклона переднего угла резания (рис. 2), при этом резец имеет острую кромку с радиусом 3...5 мкм.

Для материалов, которые имеют высокую эластичную деформацию, образуется сливная стружка при условиях низкой скорости резания и большом положительном переднем угле инструмента.

Данный тип стружки почти полностью об-

разрушается посредством эластичной деформации (если цепи полимеров не обладают высокой эластичностью, особенно это проявляется с терморезактивной матрицей, то образуется элементарная стружка) и толщина стружки равна глубине реза ($r = 1$). Данный тип стружки не образуется при резании металлов.

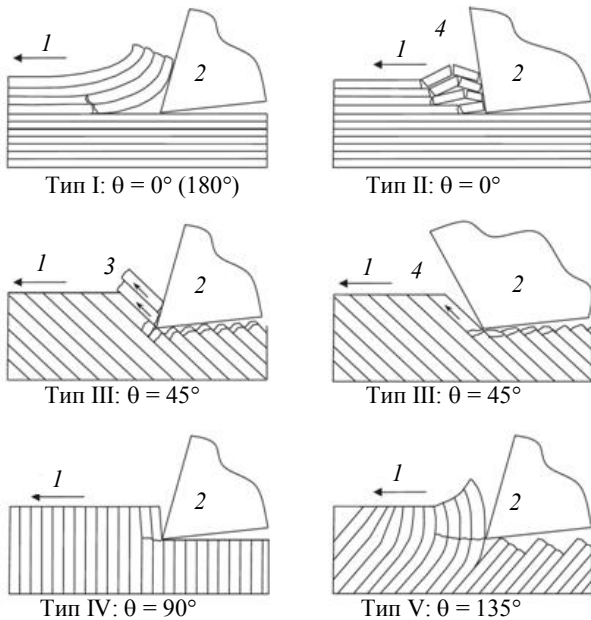


Рис. 2. Различные режимы стружкообразования при обработке ПКМ:

1 – направление резания; 2 – режущий инструмент; 3 – направление сдвига стружки; 4 – отрицательный передний угол

Другой тип сливной стружки, образующейся при резании термопластиков, обусловлен пластической деформацией материала, так как он проходит через плоскость сдвига. Угол наклона плоскости среза определяется условием минимальной мощности обработки. Данный тип стружки похож на тот, который образуется при обработке вязких металлов. Толщина стружки обычно выше, чем глубина резания ($r < 1,0$).

На рис. 3 показан тип стружки на плоскости среза, который был получен при обработке поликарбоната. Благодаря вязкости обрабатываемого материала, было достигнуто уменьшение шероховатости поверхности. Элементарная стружка образуется при обработке хрупких материалов, таких как терморезактопластов и некоторых термопластов с большим передним углом инструмента и большой глубиной резания. При обработке данных материалов перед углом резания по наклонной образуется трещина, стружка генерируется посредством изгибающего момента, который влияет на образование стружки с момента достижения трещиной определённой длины. Это приводит к низкому качеству поверхности после обработки.

Все эксперименты проводили при точении заготовок из антифрикционных углепластиков на токарном станке с ЧПУ мод. Mazak Quickturn (Япония) повышенной точности.

Материал режущей части инструмента при обработке углепластиков должен быть весьма

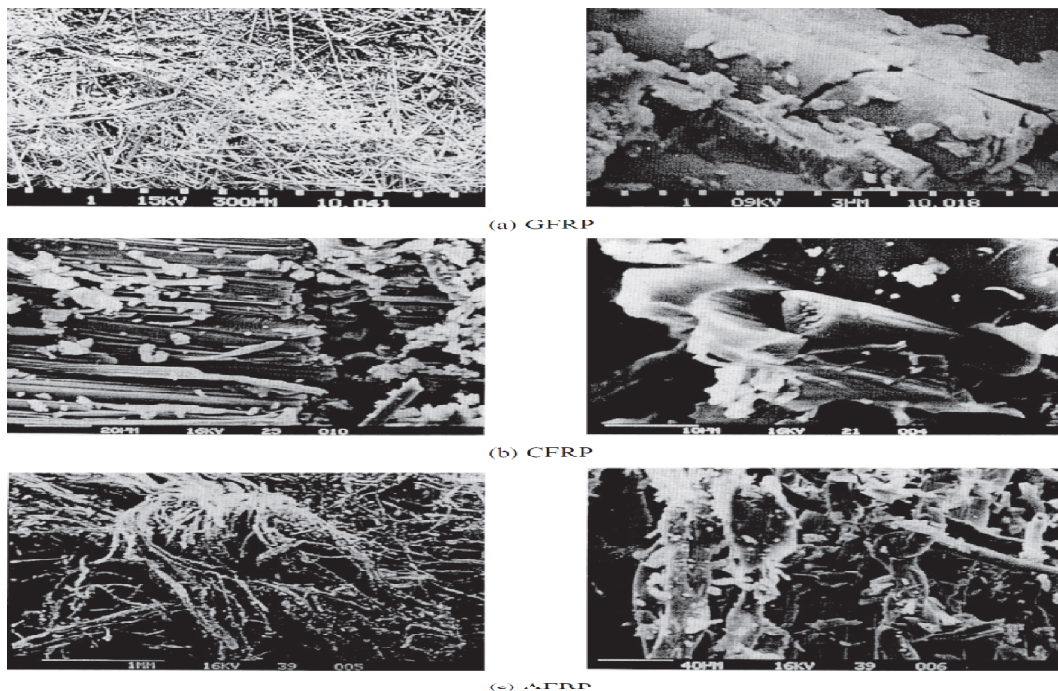


Рис. 3. Виды стружки при обработке ПКМ

износостойким, т.е. выдерживать абразивность волокон, а также другие факторы, которые участвуют в процессе резания при обработке ПКМ. Геометрия режущего инструмента должна обеспечивать угол для сдвига (среза) волокон.

Эти два требования кардинально отличаются от тех, что применяются при обработке металлов. При токарной обработке углепластиков применяли инструменты, оснащенные поликристаллическими алмазами (АСПК или РСД), кубическим нитридом бора (эльбор-Р, гексанит-Р) и твердого сплава групп ТК и ТТК с покрытием. При обработке ПКМ образующиеся абразивные частицы способствуют быстрому износу режущей кромки инструмента. Максимальную производительность при минимальном износе при обработке ПКМ обеспечивает инструмент с поликристаллическим алмазом, т.е. соединение алмазных частиц и металлической связки.

Результаты экспериментов по влиянию времени обработки на износ инструмента из АСПК приведены на рис. 4.

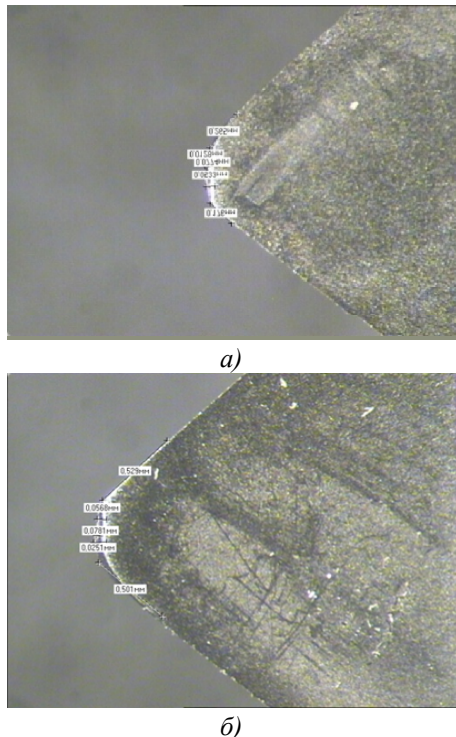


Рис. 4. Время обработки 60 мин (а), 8 ч (б)

Выводы

1. Многослойная полимерная композиционная структура с разными прочностными характеристиками, разной теплопроводностью и т.п. предопределяет необходимость проведения специальных исследований с целью повышения эффективности обработки ПКМ лез-

вийным режущим инструментом.

2. Важным фактором в определении режимов резания, геометрии режущего инструмента и стружкообразования является ориентация волокон.

3. На качество обработанной поверхности значительное влияние оказывают тип армирования и направление волокон.

4. На основании выполненных исследований были установлены критерии износа резцов и АСПК: для черновой обработки – $h_3 = 0,1 \dots 0,2$ мкм; для чистовой обработки – $h_3 = 0,08 \dots 0,1$ мкм. При этом $Rz = 40 \dots 10$ мкм при предварительной обработке и $Ra = 0,8 \dots 1,2$ мкм при чистовой обработке.

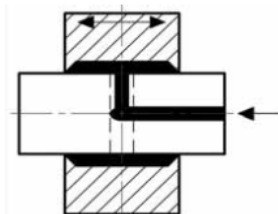
БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. Зубарев Ю.М. Современные инструментальные материалы. СПб.: Изд-во «Лань», 2014. 304 с.
2. Зубарев Ю.М. Специальные методы обработки заготовок в машиностроении. СПб.: Изд-во «Лань», 2015. 400 с.
3. Механическая обработка композиционных материалов при сборке летательных аппаратов (аналитический обзор) / Криворучко Д.В., Залого В.А., Колесник В.А. и др.; под общей ред. проф. Залого В.А. Сумы: Изд-во «ИТД. Университетская книга», 2013. 97 с.
4. Старков В.К. Физика и оптимизация резания материалов. М.: Машиностроение, 2009. 640 с.
5. Приемышев А.В., Заостровский А.С. Особенности механической обработки высокотехнологичных полимерных композиционных материалов на основе углеродистого волокна с термопластичной матрицей // Наука и образование: инновации, интеграция и развитие. 2014. № 1. С. 174–179.

REFERENCES

1. Zubarev Yu.M. *Modern Tool Materials*. S-Pb.: Publishing House “Lan”, 2014. pp. 304.
2. Zubarev Yu.M. *Special Methods for Billet Machining in Mechanical Engineering*. S-Pb.: Publishing House “Lan”, 2015. pp. 400.
3. *Composite Material Machining at Aircraft Assemblage (Analytical Review)* / Krivoruchko D.V., Zaloga V.A., Kolesnik V.A. et al.; under the general editorship of Prof. Zaloga V.A. Sumy: Publishing House “ITD. University Book”, 2013. pp. 97.
4. Starkov V.K. *Physics and Optimization of Material Cutting*. M.: Mechanical Engineering, 2009. pp. 640.
5. Priyomyshev A.V., Zaostrovsky A.S. Machining peculiarities of advanced technology polymeric composite materials on basis of carbon fiber with thermo-plastic matrix // *Science and Education: Innovations, Integration and Development*. 2014. № 1. pp. 174–179.

Рецензент д.т.н. А.А. Дьяконов



УДК 621.75
DOI: 10.12737/18713

А.Г. Суслов, д.т.н.,
О.Н. Федонин, д.т.н.,
Е.А. Польский, к.т.н.
(Брянский государственный технический университет,
241035, г. Брянск, бульвар 50 лет Октября, 7)
E-mail: unti@tu-bryansk.ru

Научная технология повышения качества сборочных единиц машин на этапах жизненного цикла

Приведена методика непрерывной компьютерной поддержки технологического обеспечения качества сборочных единиц на основе автоматизированных подсистем проведения размерного анализа для основных этапов жизненного цикла, позволяющих анализировать технологические, сборочные и эксплуатационные размерные связи в конструкциях машин.

Ключевые слова: точность; допуск; размерный анализ; моделирование технологического процесса; параметры качества поверхностного слоя; эксплуатационные свойства; долговечность; технологическое обеспечение параметров качества; проектирование технологической операции.

A.G. Suslov, D.Eng.,
O.N. Fedonin, D.Eng.,
E.A. Polsky, Can.Eng.
(Bryansk State Technical University,
7, 50-th Anniversary of October Boulevard 241035, Bryansk)

Science intensive technology of quality increase in machinery assembly units at life cycle stage

The procedure of continuous computer support in technological assurance of assembly unit quality on the basis of the automated subsystems of a dimensional analysis fulfillment for the main stages of a life cycle allowing the analysis of technological, assembly and operation ties in machinery structure is shown. The scientific approaches to technological assurance of machinery unit life on the basis of the analysis of dimension ties arising at the basic stages of a product life cycle are stated. At the heart of investigations is laid the realization of a continuous analysis of dimensioning ties at the basic stages of a life cycle (designing, manufacturing, assembly and service of a product) combined into a general automated subsystem of engineering computations (MES- system) for assurance of machine life stated in design requirements.

Keywords: accuracy; tolerance; dimensional analysis; technological process simulation; surface layer quality parameters; performance attributes; life; technological support of quality parameters; technological operation designing.

Размерный анализ является эффективным инструментом для расчета геометрической точности конструкций машин. С его помощью можно определять номинальные значения, отклонения и допуски размеров, рассчитывать нормы точности и разрабатывать технические условия на машины и их составные части, выполнять анализ правильности простановки размеров и отклонений на рабочих чертежах

деталей, рассчитывать межоперационные размеры, припуски, определять необходимую точность приспособлений и т.д.

Точность является одним из важнейших показателей качества многих машин. Кроме того, точность расположения функциональных поверхностей косвенно оказывает влияние и на многие другие параметры и характеристики машин (параметры служебного на-

значения, надежность, эксплуатационные свойства поверхностей и т.п.), поэтому дальнейшее совершенствование методов размерного анализа конструкций и технологических процессов является актуальной задачей.

Традиционным считается выполнение анализа размерных связей при проектировании в два этапа [1 – 3]: расчет конструкторских размерных цепей и расчет технологических размерных цепей.

Постоянное повышение требований к качеству проектирования, при одновременной необходимости ускорения темпов выполнения этих работ, приводит к необходимости параллельной разработки документации при выполнении мероприятий конструкторско-технологической подготовки производства и создания единых конструкторско-технологических отделов. В результате создаются предпосылки реализации принципа одноступенчатого проектирования – технологического обеспечения требуемых эксплуатационных показателей машин и их надежности при одновременном проектировании технологии механической обработки с уточнением параметров сборки.

Принцип одноступенчатого проектирования для обеспечения точности конструкций предполагает управление точностью непосредственно элементами разрабатываемых технологических процессов изготовления и сборки. Такое проектирование актуально при

любом типе производства и любой сложности технического проекта.

Необходимость повышения качества продукции и, в частности, надежности требует полного анализа работы узла на этапах проектирования. Следует учитывать не только функциональные параметры, но и технологические возможности производства и сборки машины, возможности контроля основных ее параметров и их изменение в процессе последующей эксплуатации.

На рис. 1, а приведен пример размерной цепи, формирующей осевой зазор между торцом зубчатого колеса и простановочным кольцом. Этот зазор является конструкторским требованием по обеспечению работоспособности узла.

При эксплуатации размерные связи не остаются постоянными [1 – 3]. На машину будут воздействовать внешние и внутренние факторы, которые приводят к потере точности. Такие воздействия необходимо учитывать для комплексного обеспечения точности, поэтому для размерных цепей необходимо выделить еще одну группу размеров – эксплуатационные размеры. Они описывают дополнительные размерные связи, возникающие при эксплуатации изделия. Включение эксплуатационных размеров в конструкторские размерные цепи позволяет обеспечивать требуемую точность функциональных параметров в течение заданной долговечности изделия.

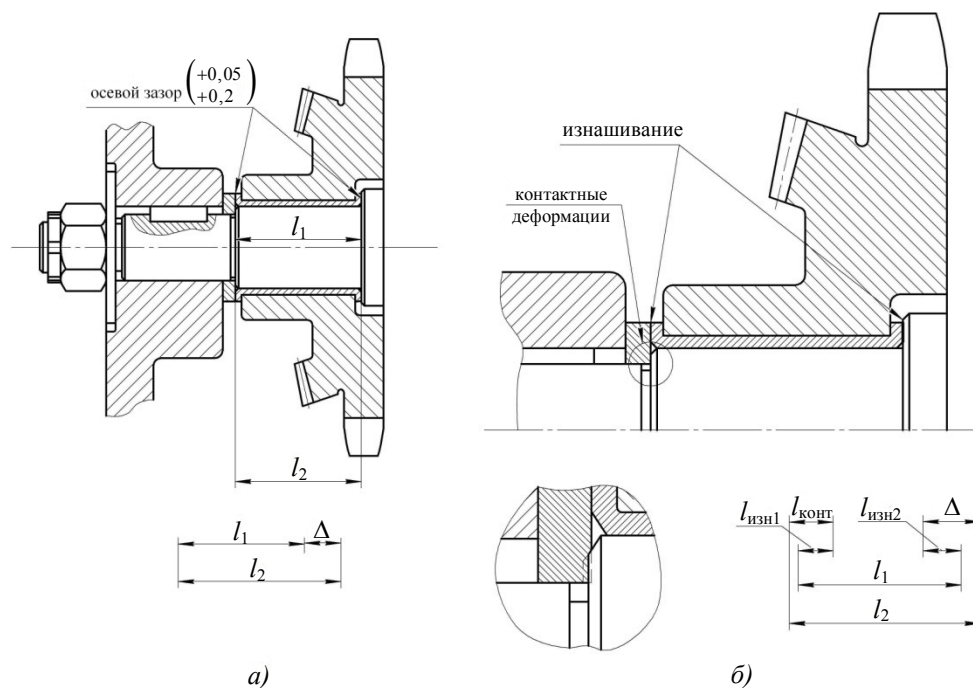


Рис. 1. Формирование точности функционального размера:

а – простая конструкторская размерная цепь; б – конструкторская размерная цепь, с включенными в нее эксплуатационными звеньями

На рис. 1, б изображены несколько дополнительных эксплуатационных звеньев. Так, в процессе сборки при затяжке фиксирующей гайки, возникают усилия, приводящие к определенной величине контактных деформаций. Также в процессе эксплуатации имеет место изнашивание торцов блока-шестерни и оси, причем характер износа для двух торцов будет различным, учитывая реальное распределение эпюры давления в зоне контакта.

Каждый составляющий конструкторский размер формируется в процессе изготовления деталей либо непосредственно при получении заготовки, либо при последующей обработке (чаще всего механической со снятием припусков). Для этого детали определенным образом ориентируются относительно инструментов или неподвижных частей станков. При этом точность конструкторских размеров достигается различными технологическими методами: совмещением, постоянством или последовательной сменой баз [4, 6].

При обработке хребтовой рамы железнодорожного вагона основной особенностью является включение в анализ размерных связей компенсации теплового деформирования исходного полуфабриката в результате выполнения сварочных операций и сверления системы отверстий большого диаметра (рис. 2).

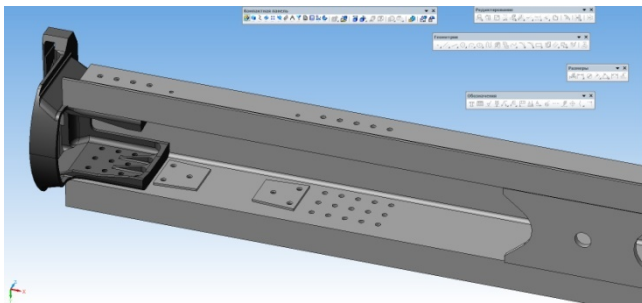


Рис. 2. Модель хребтовой рамы с установленными элементами и отверстиями

Из-за несимметричного расположения нагреваемой полосы для определения активного внутреннего усилия ограничим пластину условными боковыми связями (рис. 3). Эти связи не препятствуют деформациям вдоль оси пластины, но предотвращают явление изгиба от действия внутренних усилий в процессе нагрева и охлаждения средней полосы.

После охлаждения средней полосы остаточные напряжения в средней полосе равно пределу текучести, а напряжения сжатия в крайних полосах можно определить из усло-

вий равновесия, Па:

$$\sigma_2 = \frac{\sigma_2 F_1}{F - F_1} = \frac{\sigma_m b_1}{h - b}, \quad (1)$$

где F – поперечное сечение всей пластины; h – ширина пластины; b – ширина средней (нагреваемой) полосы.

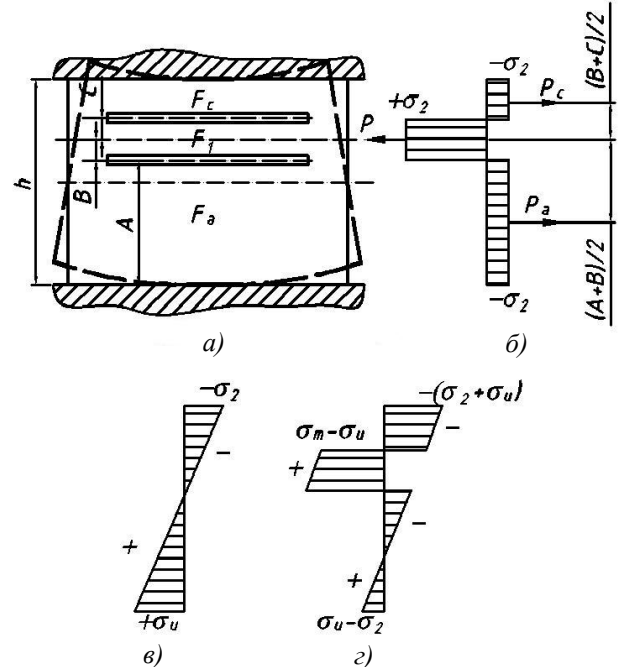


Рис. 3. Нагрев полосы, смещенной относительно центральной оси пластины:

а – стальная пластина со смещенной полосой и боковыми ограничениями; б – эпюра остаточных напряжений; в – эпюра напряжений от изгиба пластины после удаления боковых ограничений; г – результирующие остаточные напряжения в пластине после снятия боковых ограничений

Действие изгибающего момента уравнивается реактивным противодействием боковых ограничений. Если пластину освободить, то под действием момента она изогнется. Произойдет перераспределение напряжений в ее волокнах.

Напряжение от изгиба, Па:

$$\sigma_{u32} = \frac{M}{W} = \frac{\delta M}{\delta h^2} = \frac{3P(a - c)}{\delta h(h - b)}. \quad (2)$$

Прогиб пластины можно определить по формуле, м:

$$f = \frac{Ml^2}{8EJ} = \frac{P h(a - c)l^2}{16(h - b)EJ}. \quad (3)$$

Для решения задачи технологического обеспечения требуемой точности сложных сварных заготовок, проходящих при изготовлении несколько этапов различных обработок, в частности, сварка основной конструкции,

соединение с дополнительными элементами формированием неразъемных соединений и окончательная механическая обработка, необходимо решить ряд задач:

- формализация описания схемы сборки или ТП сборки с учетом выбранного метода обеспечения точности замыкающего звена, в частности, использование принципа наследования при формировании сборки с использованием автоматизированных систем (базовый принцип Pro/Engineer);
- определение (выявление) конструкторского параметра, определяющего работоспособность машины (узла) на основе моделирования процесса кинематического взаимодействия (по кинематической схеме).

В результате объединения размерных цепей с учетом формирования каждого типа размеров могут быть назначены предельные отклонения исходных размеров [1, 5].

$$T_{\Delta} = \sum_i^n c_i T_{Si} + \sum_j^m c_j k_{\text{внут}_j} k_{\text{внеш}_j} k_{T_{\Delta k_j}} + \sum_k^l c_k k_{\text{внут}_k} k_{\text{внеш}_k} k_{o_k} k_{T_{\Delta k_k}}, \quad (4)$$

где c – коэффициенты передаточных отношений; T_S – допуски технологических размеров; $k_{\text{внут}}$, $k_{\text{внеш}}$, k_d , $k_{T_{\Delta k}}$ – коэффициенты, формирующие допуски эксплуатационных размеров, соответственно для внутренних и внешних факторов, долговечности, точности расчетной схемы, используемой для определения параметров эксплуатационных свойств.

Значения дополнительных эксплуатационных звеньев являются функциями, которые определяются внешними и внутренними факторами. К внешним факторам можно отнести условия эксплуатации: величину и характер нагрузки, скоростные режимы, долговечность и др. К внутренним факторам – параметры, которые определяют эксплуатационные свойства сопряженных поверхностей: материал деталей, смазочные материалы, параметры качества поверхностного слоя и др.

Получены функции, описывающие дополнительные эксплуатационные звенья для разных типов сопряжений. Так, в плоском контакте сопряженных деталей и при наличии между ними небольших осциллирующих движений, например вследствие вибраций, происходит изнашивание. Взаимное внедрение поверхностей в результате изнашивания приводит к самоустановке деталей. При этом величина внедрения U_1 и U_2 и возможный пере-

кос поверхностей можно описать уравнением плоскости в пространстве:

$$U_1 + U_2 = \beta_1 x + \beta_2 y + U_{\min}, \quad (5)$$

где β_1 , β_2 – коэффициенты уравнения плоскости, соответствующие тангенсам углов наклона плоскости износа к соответствующим осям; U_{\min} – минимальное сближение в контакте.

Коэффициенты β_1 и β_2 и параметр U_{\min} для такой расчетной схемы можно определить как

$$\beta_1 = \frac{6P(k_1 + k_2)Vt}{ab^3} (b - 2l_{px}); \quad (6)$$

$$\beta_2 = \frac{6P(k_1 + k_2)Vt}{a^3b} (a - 2l_{py}); \quad (7)$$

$$U_{\min} = \frac{P(k_1 + k_2)Vt}{a^2b^2} (6al_{px} + 6bl_{py} - 7ab). \quad (8)$$

где k_1 , k_2 – коэффициенты износа, характеризующие фрикционные свойства; P , V , t , l_{px} , l_{py} – параметры эксплуатации сопряжения; a , b – геометрия сопряжения.

Из полученных выражений легко выделяются параметры характеризующие внешние факторы эксплуатационных размеров $k_{\text{внеш}}$. Аналогичным образом выделяются параметры, определяющие внутренние факторы $k_{\text{внут}}$ и далее относительного определенного единичного или комплексного параметра качества поверхностного слоя выполняется решение задачи.

Выделение из эксплуатационного допуска $k_{\text{внеш}_j}$ и $k_{\text{внут}_j}$ удобно при выполнении прямой задачи размерного анализа. Вместе с коэффициентами передаточных отношений, эти новые коэффициенты позволяют сравнивать относительную значимость воздействия различных эксплуатационных звеньев на точность замыкающего звена. Другими словами, можно видеть, к каким поверхностям предъявляются более высокие требования (по точности для обычных технологических звеньев и по параметрам качества поверхностного слоя для эксплуатационных звеньев).

Также следует обратить внимание на вид эксплуатационных звеньев. Их можно разделить на звенья, имеющие условно постоянный размер, и звенья, имеющие условно переменный размер во времени. К первым относятся эксплуатационные размеры, связанные с деформациями контактирующих поверхностей, а ко вторым – с изнашиванием поверхностей. При этом переменный во времени размер является некоторой постоянной величиной для всего периода эксплуатации узла или машины. С другой стороны вид эксплуатационного

звена определяет значения их номиналов и допусков.

Для повышения технологичности при ремонте машины, в качестве критерия оптимизации можно принять одинаковую долговечность или кратную долговечность всех деталей сборки или узлов. В первом случае, размерный расчет допусков эксплуатационных звеньев деталей первого и второго типа не отличается. Аналогом является расчет на равнопрочность всех деталей сборки. Во втором случае, использование различной долговечно-

сти деталей в узле или узлов в машине позволяет управлять точностью замыкающих звеньев сборки и тем самым находить экономически оптимальный межремонтный срок службы. Наличие ремонтов с заменой деталей, потерявших точность, позволяет уменьшать допуски эксплуатационных звеньев, и тем самым облегчить обеспечение заданной точности машины остальных размеров цепи.

В результате для обеспечения эксплуатационных параметров сборки мы приходим к системе уравнений:

$$\begin{cases} \sum_i^{n_1} c_i T_{S_i} + \sum_j^{m_1} c_j k_{\text{внут}_j} k_{\text{внеш}_j} k_{T_{Эк_j}} + \sum_k^{l_1} c_k k_{\text{внут}_k} k_{\text{внеш}_k} k_{\delta_k} k_{T_{Эк_k}} = T_{\Delta_1}; \\ \sum_i^{n_2} c_i T_{S_i} + \sum_j^{m_2} c_j k_{\text{внут}_j} k_{\text{внеш}_j} k_{T_{Эк_j}} + \sum_k^{l_2} c_k k_{\text{внут}_k} k_{\text{внеш}_k} k_{\delta_k} k_{T_{Эк_k}} = T_{\Delta_2}; \\ \sum_i^{n_3} c_i T_{S_i} + \sum_j^{m_3} c_j k_{\text{внут}_j} k_{\text{внеш}_j} k_{T_{Эк_j}} + \sum_k^{l_3} c_k k_{\text{внут}_k} k_{\text{внеш}_k} k_{\delta_k} k_{T_{Эк_k}} = T_{\Delta_3}; \end{cases} \quad (9)$$

В случае использования для обработки деталей одинакового основного оборудования и технологической оснастки и учета погрешностей появляются дополнительные совместные звенья цепи, и связность уравнений еще более корригируется [6].

Кроме задачи определения допусков составляющих звеньев, т.е. допусков размеров и параметров качества поверхностного слоя, предложенный комплексный подход к анализу размерных связей можно использовать при разработке оптимизированных технологий изготовления деталей машин.

В настоящий момент на этапе технологической подготовки производства подбор технологических баз и перераспределение допусков между операционными размерами также выполняется. Однако предлагаемая концепция отличается от используемых в данный момент методов тем, что появляется возможность уже при конструировании узла определять и закладывать технологию изготовления.

Для всех свободных поверхностей, которые не выполняют никаких определенных функций в конструкции узла, конструкторские размерные цепи не формируются. Таким образом, при решении расчетной схемы эти поверхности автоматически получают размеры от принятых технологических баз. При проработке технологических процессов это гарантированно позволяет избежать включения в технологические размерные цепи неответственных размеров.

При решении размерных цепей сборочного узла может быть получено большое количество размерных уравнений, поэтому подобный анализ следует выполнять с использованием ЭВМ и соответствующего программного обеспечения.

Разработанная система позволяет учитывать целый ряд технологических параметров и получать оптимальный набор технологических баз для заданных начальных условий. Поиск оптимального набора выполняется на основе исходной информации о конфигурации деталей, особенностях выбранных технологических баз, вида операций технологических процессов, технологических возможностей в обработке отдельных поверхностей деталей и других параметров. В результате выполняется определение коэффициентов технологичности баз и возможных технологических (операционных) размеров.

Поиск допусков технологических размеров и параметров качества поверхностного слоя, обеспечивающих необходимые значения эксплуатационных свойств, следует выполнять методами математического программирования. В качестве целевой функции обычно выбирают себестоимость изготовления и эксплуатации узла, но при необходимости можно использовать функцию, характеризующую требуемую надежность, функцию производительности или любую другую функцию, описывающую необходимый критерий оптимальности.

Следовательно, решение задачи будет сведено к системе

$$\begin{cases} F = f(S, k_{T_{\Sigma k}}, z) \rightarrow \min; \\ CT_{Skz} \leq T_{\Delta}. \end{cases} \quad (10)$$

Здесь F – целевая функция, используемая для оптимизации параметров размерной цепи; C – матрица, содержащая передаточные коэффициенты составляющих звеньев цепи; T_{Skz} – вектор искомых параметров составляющих звеньев; T_{Δ} – вектор допусков исходных параметров узла; z – звенья припусков на механическую обработку.

Решение прямой задачи размерного анализа по этой системе требует оптимизации с учетом затрат не только на изготовление и эксплуатацию, но и на ремонт, а также связанный с ним простой оборудования. Разработана математическая модель экономичности обеспечения параметров. Она базируется на учете себестоимости выполнения технологических операций и их влиянию на получение определенных значений параметров точности и эксплуатационных свойств деталей. В общем случае полученные модели имеют вид:

$$F = k_0 \prod_i T_{SKz_i}^{m_i}. \quad (11)$$

В общем виде допуск линейного замыкающего звена складывается из допусков составляющих звеньев в каждой из проекций с учетом угловых размеров:

$$T_{\Delta} \geq \sqrt{\sum_{i=1}^3 \left(\frac{t}{\beta} \sqrt{\sum_j^n (A_{ij} \lambda_{ij} T_j)^{\mu}} + \sum_k^m (E_{ik} \lambda_{ik} T_{\Sigma k})^{\mu} \right)^2}. \quad (12)$$

Здесь t – коэффициент риска, характеризующий вероятность выхода отклонений звена за пределы допуска; λ – коэффициент относительного среднеквадратичного отклонения; β – коэффициент расширения допуска; μ – коэффициент степени, учитывающий метод расчета размерных цепей.

Размеры, входящие в размерную цепь, обязательно являются независимыми величинами. Между ними могут существовать различного рода связи. Например, обычные технологические размеры деталей, изготовленных с применением одного и того же приспособления, инструмента или на одном и том же настроенном оборудовании, часто имеют корреляционную связь. Корреляция оказывает дополнительное воздействие при расчете допуска замыкающего звена вероятностным методом [5]:

$$K_{\Sigma r}^2 T_{\Sigma r}^2 = \sum_{i,j}^{pq} C_{ij}^2 K_{ij}^2 T_{ij}^2 + 2 \sum_{j=1}^q \left(C_j K_j T_j \sum_{i=2}^{m(n,\dots,p)} r_{ij} C_{ij} K_{ij} T_{ij} \right), \quad (13)$$

где i – порядковый номер зависимых величин внутри каждой группы; j – порядковый номер групп зависимых величин.

Известно, что протекающие на поверхностях эксплуатируемых деталей изнашивание, деформации и т.п. тесно связаны с качеством этой поверхности и условиями их работы. В ходе исследований проведен корреляционный анализ связей между некоторыми видами конструкторских и эксплуатационных размеров. Износ поверхностей зависит от вида сопряжения, поэтому в определенной степени точность выполнения размеров сопряжения, точности формы и расположения поверхностей влияют на интенсивность изнашивания.

Это воздействие проявляется через изменение номинальной площади контакта, скоростей скольжения, увеличения динамической составляющей нагрузки и т.п. Для сопряжения «вал–втулка» были получены коэффициенты парной корреляции между величиной линейного износа с одной стороны и параметрами шероховатости, отклонениями профиля продольного сечения, радиального биения с другой [3].

Таким образом, объединение конструкторских цепей с технологическими цепями позволяет более гибко управлять качеством машин, в том числе определять параметры эксплуатационных свойств поверхностей деталей. Общие размерные схемы позволяют проследить совместное влияние различных параметров на качество и, прежде всего точность, проектируемых машин и отдельных сборочных единиц. Применение численной оптимизации системы ограничений заключается в уходе от ручных методов, которые обычно сводятся к усреднению звеньев цепи или по величине допуска, или по значению качества. Допуск обоснованно перераспределяется из менее строгих размерных цепей или составляющих размеров в более ответственные цепи с трудно реализуемыми размерами.

Если требования производства в процессе проектирования и простановки размеров детали учитываются в недостаточной мере, то при изготовлении и восстановлении деталей возникают затруднения, которые удлиняют сроки подготовки производства и могут вызвать до-

полнительную потребность в технологической оснастке и привести к увеличению трудоемкости, что в конечном итоге приведет к увеличению себестоимости продукции [3].

В формализованном виде процесс обеспечения технологичности изделия можно представить как воздействие на множество параметров точности размеров изделия $X = \{x_1, \dots, x_n\}$, которое приводит к достижению экстремальной цели при соблюдении сформулированных ограничений вида $g_i(X) = 0$ и $h_j(X) \geq 0$ [2].

$$Q(X) \rightarrow \underset{X \in S}{extr} \quad (14)$$

$$S: \begin{cases} g_i(X) = 0, & i = \overline{1, I}; \\ h_j(X) \geq 0, & j = \overline{1, J}, \end{cases}$$

где Q, g, h – функции, которые определяются исходя из требований точности размеров изделия и разнообразных производственных, эксплуатационных и ремонтных факторов, влияющих на технологичность изделий.

В рассмотренной методике размерного анализа и расчёта размерных цепей размерная структура техпроцесса представляется в двух основных видах: в виде размерной схемы и в виде размерного графа, объединяющего размеры детали, заготовки и технологического процесса:

$$G = \{G_{дет}, G_{заг}, G_{тех}\}, \quad (15)$$

где $G_{дет}$ – граф конструкторских размеров детали; $G_{заг}$ – граф конструкторских размеров исходной заготовки; $G_{тех}$ – граф технологических размеров и припусков ТП механической обработки.

Часть ограничений учитывается при построении матрицы типовой размерной структуры ТП, для учета остальных на основе $M_{СЭД}$ создаем матрицу точности и свойств поверхностей (ТСП), записывая в матрице экономических допусков нули вместо допуска для тех случаев, когда простановка размера между поверхностями не возможна.

В формализованном виде зависимость определения оптимального соотношения размеров примет вид:

$$Q = \frac{1}{2} \sum_{i=1, j=1}^{k, k} \left(c_{ij} e_{ij} t_{ij} \sum_{u=1}^{k-1} |b_{(ij)u}| \right), \quad (16)$$

где $1/2$ – коэффициент, учитывающий дублирование размерных связей в матрице ТРС; k – количество узлов графа размерной структуры (равно размерности матрицы ТРС); $c_{ij} = 2^{K-y}$ – коэффициент увеличения трудоемкости при ужесточении средне-

экономического допуска (по существующим нормативам при увеличении точности на качество (К-Ку), увеличивается в 2 раза); $e_{ij} = 1000/l_{ij}$ – коэффициент приведения точности (равен обратной величине единицы допуска, приведенной к мм), $1/мм$; t_{ij} – коэффициент из матрицы ТСП, мм; $b_{(ij)u}$ – коэффициент матрицы размерных цепей, соответствующий a_{ij} из матрицы РС.

Критерий Q учитывает комплекс конструкторско-технологических и структурных ограничений матрицы точности и свойств поверхностей, экономических факторов целевой функции, при этом является безразмерной величиной, не изменяющей физического смысла.

Размерно-точностной анализ технологического процесса оптимизируется по критериям минимизации припуска и (или) минимуму рабочих ходов при различных схемах простановки операционных размеров.

Для подтверждения возможности достижения требуемой точности размера, рассчитанной в рамках автоматизированной подсистемы, по приведенной формуле [4] может быть определена суммарная погрешность обработки, обусловленная факторами, непосредственно связанными с процессом резания, а также решена обратная задача, т.е. по заданному значению суммарной погрешности может быть определено требуемое сочетание режима резания.

Технологическая подготовка в современных условиях, не может осуществляться без использования средств автоматизации и систем автоматизированного производства (CAD/CAM/CAE-систем). Однако отдельное использование этих средств не дает желаемого результата, а иногда создает еще и дополнительные препятствия. В настоящее время вопросы технологической подготовки могут быть решены на качественно новом уровне с использованием интегрированных САПР. Применение этих систем должно быть неразрывно связано с CALS-технологиями – современными технологиями информационной интеграции процессов, выполняющихся в ходе всего жизненного цикла продукции, и ее компонентов [1].

Генеративный подход к разработке технологии подразумевает автоматический синтез стратегии обработки на основании геометрической конфигурации и технических требований, предъявляемых к детали, с указанием сведений о материале, особенностях обработки и предлагаемых методиках контроля изделия.

$$\Delta_{\Sigma} = \tau_p \mu_2 \sin \eta \left(\frac{20L_3}{c_j E_g d^4} + \frac{1}{c_1 D^x} + \frac{1}{J_{np}} \right) St \times \left\{ \frac{1}{B} - 1 + \operatorname{tg}(\arctg B - \gamma) + \frac{0,5 \rho_1 b}{\mu_1 St} \left[\arccos \left(1 - a_2 B^{-b_2(1-\sin \gamma)^{-x}} \right) + \frac{a_2 B^{1-b_2(1-\sin \gamma)^{-x}}}{\sin \alpha (\cos \gamma + B \sin \gamma)} + \frac{\delta}{\rho_1} \right] \cos \alpha \right\} -$$

$$-A_2 \theta_A \left(0,5 + \frac{0,3 \sin^{0,25} \alpha}{B^{1,25} \sqrt{BE}} + \frac{0,465 B^{1,275} B^{0,625} E^{0,55} \cos \alpha}{\Gamma^{0,25} D^{0,075} \sin^{0,275} \operatorname{aerf} \sqrt{\frac{BB}{4}}} \right) - 10^3 \left\{ \frac{C \beta_g \theta_m F_0^m}{0,5 R_H + 1} \left(\frac{l}{S_m} \right)^n \left[R_H - \left(\frac{R_B}{R_H} \right)^{0,5 R_H} R_B \right] \right\} + c_1 \frac{\pi dl}{S} \left(\frac{\tau_p}{\sigma_u} \right)^{m_1} (BB)^{j_1} E^{\tau_1}; \quad (17)$$

Структура конструкторско-технологической модели формообразования детали $Q_{КТ}$ можно представить следующим образом [2]:

$$Q_{КТ} = \langle Z, M_{КТ}, C_{КТ}, S \rangle, \quad (18)$$

где $Z = \langle Z_1 \dots Z_n \rangle$ – данные для идентификации детали и общие сведения о ней; $M_{КТ} = \langle \mathcal{E}_{КТ}, O_{КТ} \rangle$ – структурный состав детали; $\mathcal{E}_{КТ}$ – множество конструкторско-технологических элементов (КТЭ); $O_{КТ}$ – множество отношений над ними; $C_{КТ} = \langle \mathcal{E}_{КТ}, I \rangle$ – множество схем обработки конструкторско-технологического элемента; $I = \langle I_1 \dots I_n \rangle$ – данные о инструменте, реализующем i -ю схему обработки; $S = \langle B_C, D_C \rangle$ – структурный состав станка; B_C – множество блоков станка; D_C – множество движений блоков станка.

В отличие от обобщенной КТМ, в данном определении отсутствуют основные технологические базы, предполагается, что их определение является одной из функций САПР ТП. Кроме того, используется единственный уровень расчленения детали.

Для эффективной обработки геометрическая модель должна включать в себя как плоский чертеж, выполненный в соответствии со стандартами, так и трёхмерную модель (современные САД системы тяжелого и среднего уровня обеспечивают такую возможность).

Такой подход позволит решить задачу автоматизированного проектирования структуры технологической операции с генерацией рекомендаций по оптимальному назначению, как стратегии обработки элементарной поверхности, так и по траектории движения инструмента с разработкой управляющей программы для системы ЧПУ.

Комплексное решение конструкторско-технологических задач обеспечения требуемой точности размеров деталей на основных этапах жизненного цикла изделия возможно на основе концепции автоматизированной подсистемы технологической подготовки производства, обеспечивающей определение конструктивных размеров и корректировку

точности функциональных размеров отдельных деталей по критериям повышения технологичности конструкции при оптимизации простановки технологических размеров для различных вариантов реализации операций механической обработки (выбор схемы установки заготовки, настройка станков различных типов на обеспечение требуемой точности конструкторских размеров).

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. Модель обеспечения качества сборочных единиц на основе анализа размерных связей / В.Б. Ильицкий, Е.А. Польский, Д.М. Филькин // Справочник. Инженерный журнал. 2010. №4 (157). С. 51–56.
2. Модель комплексного анализа размерных связей для обеспечения точности сборочных соединений / Е.А. Польский, Д.М. Филькин // Известия ОрелГТУ. Серия «Фундаментальные и прикладные проблемы техники и технологии». 2009. №5/277 (576). С. 59–66.
3. Инженерия поверхности деталей / Колл. авт.; под ред. А.Г. Сулова. М.: Машиностроение. 2008. 320 с.
4. Безъязычный В.Ф. Метод подобия в технологии машиностроения. М.: Машиностроение, 2012. 320 с.
5. Дунаев П.Ф., Леликов О.П. Расчет допусков размеров. М.: Машиностроение, 2001. 304 с.
6. Повышение точности токарных станков с ЧПУ / О.Н. Федонин, Д.И. Петрушин, В.А. Хандожко, А.В. Агеев // Научно-технические технологии в машиностроении. 2012. №5(11). С. 36–43.

REFERENCES

1. Model of assembly unit quality support based on dimensioning ties analysis/ V.B. Ilyitsky, E.A. Polsky, D.M. Filkin // Reference Book. Engineering Journal. 2010. №4 (157). pp. 51–56.
2. Model of dimensioning ties complex analysis to ensure accuracy in assembly units / E.A. Polsky, D.M. Filkin // Proceedings of OrelSTU. Series “Fundamental and Applied Problems of Engineering and Technology”. 2009. №5/277 (576). pp. 59–66.
3. Engineering of Part Surface / the authors; under the editorship of A.G. Suslov. M.: Mechanical Engineering. 2008. pp. 320.
4. Bezyazychny V.F. Similarity Method in Engineering Techniques. M.: Mechanical Engineering, 2012. pp. 320.
5. Dunayev P.F., Lelikov O.P. Dimension Tolerance Computation. M.: Mechanical Engineering, 2001. pp. 304.
6. NC Lathe accuracy increase / O.N. Fedonin, D.I. Petrushev, V.A. Khandozhko, A.V. Ageyenko // Science intensive Technologies in Mechanical Engineering. 2012. № 5(11). pp. 36–43.

Рецензент д.т.н. В.В. Непомилуев

УДК 621.774
DOI: 10.12737/18714

В.М. Терехов, д.т.н.
(ПАО "ЗиО-Подольск", 142103, г. Подольск, М.О., ул. Железнодорожная, 2),
Л.А. Кондратенко, к.т.н.
(Московский государственный машиностроительный университет (МАМИ),
107023, Москва, ул. Б. Семеновская, д. 38)
E-mail: v.terehov@eatom.ru

Прогрессивная технология роликового вальцевания теплообменных труб

На основании экспериментальных, численных исследований и производственного опыта показано, что процесс роликового вальцевания теплообменных труб отличается от широко распространенного представления. В действительности при вальцевании происходит деформация трубы в форме вращающегося треугольника (для 3-роликовой вальцовки) с увеличивающимися сторонами. Прижатие трубы к стенке отверстия осуществляется в некоторых точках, число которых растет с увеличением крутящего момента. При этом происходит только упругая деформация перемычек в доске трубной.

Ключевые слова: труба; доска трубная; перемычка; вальцовка; роликовое вальцевание; напряжение; радиальная деформация.

V.M. Terekhov, D.Eng.,
(Co. "ZiO-Podolsk", 2, Zheleznodorozhnaya Str., M.O., Podolsk, 142103)
L.A. Kondratenko, Can.Eng.
(Moscow State Engineering University (MAMI), 38, B. Semyonovskaya Str., 107023, Moscow)

Advanced technology of heat-exchange pipe roller rolling

In this paper on the basis of experimental numerical investigations carried out and factory experience it is shown that the process of heat-exchange pipe roller rolling differs from a widely used idea that in the course of rolling a pipe approaches uniformly to a cylindrical surface of an opening in a pipe plate and then presses itself causing at that elasto-plastic deformations in a pipe plate. In fact, at rolling a pipe deformation occurs in the form of a rotating triangle (for three-roller rolling) with increasing sides. Pipe pressing to an opening side is carried out in some points the number of which grows with the increase of a rotational moment. At that, only an elastic deformation of bridges in a pipe plate takes place. The final contact stress in a coupling is caused by the interaction of different metal layers, a part of which is stretched, and another part is compressed.

Keywords: pipe; pipe plate; bridge; rolling; roller rolling; stress; radial deformation.

Во многих отраслях применяются теплообменные аппараты, содержащие доски трубные (коллекторы), в перфорациях которых закрепляются концы теплообменных труб. В современных ответственных аппаратах их закрепление обычно осуществляют комбинированным способом, сваркой и пластическим деформированием, приводящим к увеличению внутреннего диаметра труб и созданию требуемого контактного напряжения между сопрягаемыми поверхностями. При этом оба указанных способа порознь или вместе должны обеспечивать требуемые показатели качества узла крепления: прочность, плотность, коррозионную стойкость и др.

Пластическое деформирование может состоять из двух стадий: объемной раздачи; ро-

ликового вальцевания. Первая выполняется разными методами: гидравлическая раздача давлением жидкости до 400 МПа; импульсом, например с помощью взрывчатых веществ; прессовая раздача. Такие методы в теплообменных аппаратах обычно не обеспечивают необходимую плотность соединения, поскольку для этого нужно развивать высокие давления, приводящие к деформации перемычек.

Правильно выполненное роликовое вальцевание позволяет создать требуемую плотность сопрягаемых поверхностей. Очевидно, что при некачественном креплении труб произойдет разгерметизация одного из каналов теплопередачи с последующими авариями и др.

В России в настоящее время практически одними из основных официальных нормативных документов, регламентирующих роликосное вальцевание, являются ОСТ 26-17-01-83 и ОСТ 26-02-1015-85, разработанные ОАО «ВНИИПТ-химнефтеаппаратуры» (г. Волгоград). Созданы этой организацией и другие документы, дополнительно регламентирующие рассматриваемый процесс. В основе указанных трудов лежат научные представления, изложенные в [1]. В ней была принята гидростатическая модель процесса развальцовки, включающая следующие стадии:

I стадия – упругое, упругопластическое деформирование трубы до соприкосновения с поверхностью отверстия;

II стадия – совместная пластическая деформация трубы и упругое, упругопластическое или пластическое деформирование трубной решетки;

III стадия – упругая разгрузка трубы и трубной решетки.

Кроме того, принят ряд допущений.

В основе выше изложенного подхода к анализу процессов вальцевания лежит представление, что труба по мере обкатывания её роликами равномерно прижимается к стенке отверстия и при этом её стенка оказывается как бы под действием некоторого давления, подобного гидравлическому. Тогда, следуя такому представлению, в ней до контакта со стенкой отверстия развиваются только окружные напряжения, а после контакта по всей зоне соприкосновения появляются практически одинаковые по величине сжимающие радиальные, напряжения.

Так происходит при гидравлической раздаче, прессовой раздаче труб, т.е. в случае воздействия на всю внутреннюю поверхность жидкостью, эластичной втулкой, дорном и т.д. Авторы данного направления в качестве критериев качества вальцевания предложили степень развальцовки и величину крутящего момента на выходном вале вальцовочной машины. Причем второй критерий не учитывает такие параметры вальцовки, как диаметры роликов и веретена, их конусность, угол перекрещивания осей роликов и веретена.

В действительности процесс роликосного вальцевания протекает по-иному. В каждый момент времени ролики опираются на поверхность трубы в z точках. В этих точках происходит изгиб, упругопластическая деформация. Поскольку здесь эквивалентное напряжение или, следуя В.И. Феодосьеву [2] – интенсивность напряжения s_i , по всему сече-

нию достигает значений, превышающих предел текучести, то происходит не только изгиб, но и удлинение каждой мгновенной хорды с последующим прижатием к стенке отверстия. Поэтому фактическая деформация трубы, увеличение диаметральных размеров, осуществляется при меньших затратах мощности и сил, контактное взаимодействие трубы со стенкой отверстия происходит по другим законам, нежели взаимодействие двух практически концентрических поверхностей, постепенно сближающихся друг с другом.

Кроме того, пренебрежение таким явлением, как упрочнение материала в процессе деформации, не оправдано, поскольку происходит холодная пластическая деформация, размеры которой всегда переводят металл в зону упрочнения. Из опыта известно, что материал трубы в процессе раздачи сильно упрочняется.

Несмотря на указанные недостатки, созданный в 1970–80-х гг. подход к проблеме закрепления теплообменных труб, дополненный экспериментальными данными, позволил в СССР разработать нормативные документы, обеспечивающие изготовление энергетического оборудования. Однако современные требования к оборудованию, в котором возрастают удельные мощности, приводят к необходимости использования более прочных труб, материалов досок. Логика же выше упомянутых работ часто не допускает этого.

На Западе, как следует из имеющихся открытых публикаций, процесс роликосного вальцевания обычно регламентирован указаниями, разработанными фирмами, изготовителями вальцовочного оборудования. При этом в основе лежит требование о раздаче трубы.

В работе [3] показано, что отмеченный подход ошибочен и не дает правильной информации. Более того, некоторые требования западных специалистов могут стать причиной остановки работы предприятия. Этот случай описан в книге [4].

Большой производственный опыт авторов настоящей работы, многочисленные теоретические и экспериментальные исследования процесса роликосного вальцевания теплообменных труб позволили установить следующее:

1. В процессе вальцевания труба постепенно раздается и в некоторое мгновение происходит в z точках контакт трубы со стенкой отверстия (z – число роликов вальцовки). На рис. 1 изображено такое мгновение для 3-роликовой вальцовки.

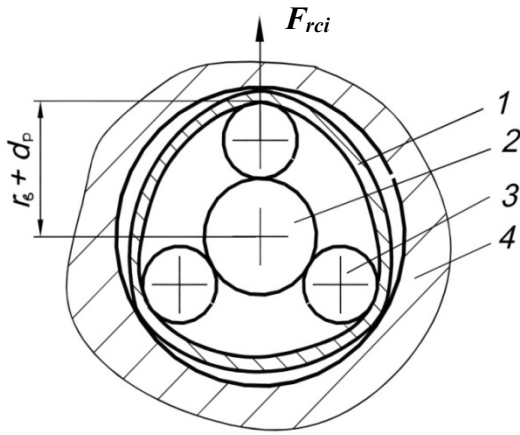


Рис. 1. Ориентировочный профиль трубы при первом ее касании стенок отверстия:
 1 – труба; 2 – веретено; 3 – ролик; 4 – доска трубная

После 1-го касания и дальнейшего качения роликов из-за упругости трубы контакт нарушается. Поскольку положение обоймы вальцовки, т.е. корпуса, где размещен упорный подшипник, относительно трубы не изменяется, а труба обычно закреплена от проворачивания, то через период вращения ролики опять попадают в зоны, находящиеся в окрестностях точек 1-го касания. Из-за осевого смещения конического веретена радиальное усилие и потребляемый крутящий момент возрастают. Это обстоятельство приводит к тому, что в некоторое мгновение после окружного смещения роликов контакт в z точках не нарушается. Одной из причин данного явления может быть адгезионное схватывание.

После образования устойчивого контакта трубы со стенкой отверстия в процессе вальцевания возникают новые условия, ведущие к изменению напряженного состояния в стенке трубы и ее деформации. Если в свободной трубе, т.е. не прижатой к стенке отверстия, каждый ролик 3-роликовой вальцовки деформировал 2/3 окружности трубы, то после устойчивого контакта в 3-х точках каждый ролик будет воздействовать на 1/3 окружности трубы.

2. Численные исследования [4] и производственный опыт подтвердили предположение, что в процессе вальцевания интенсивность напряжений и деформация стенки трубы следуют за движением роликов и их величины зависят от значения крутящего момента на хвостовике веретена (рис. 2).

3. Напряжения в перемычках досок трубных или охватывающей втулке значительно меньше пределов текучести [4] и поэтому доски или коллекторы в рассматриваемом процессе деформируются только упруго.

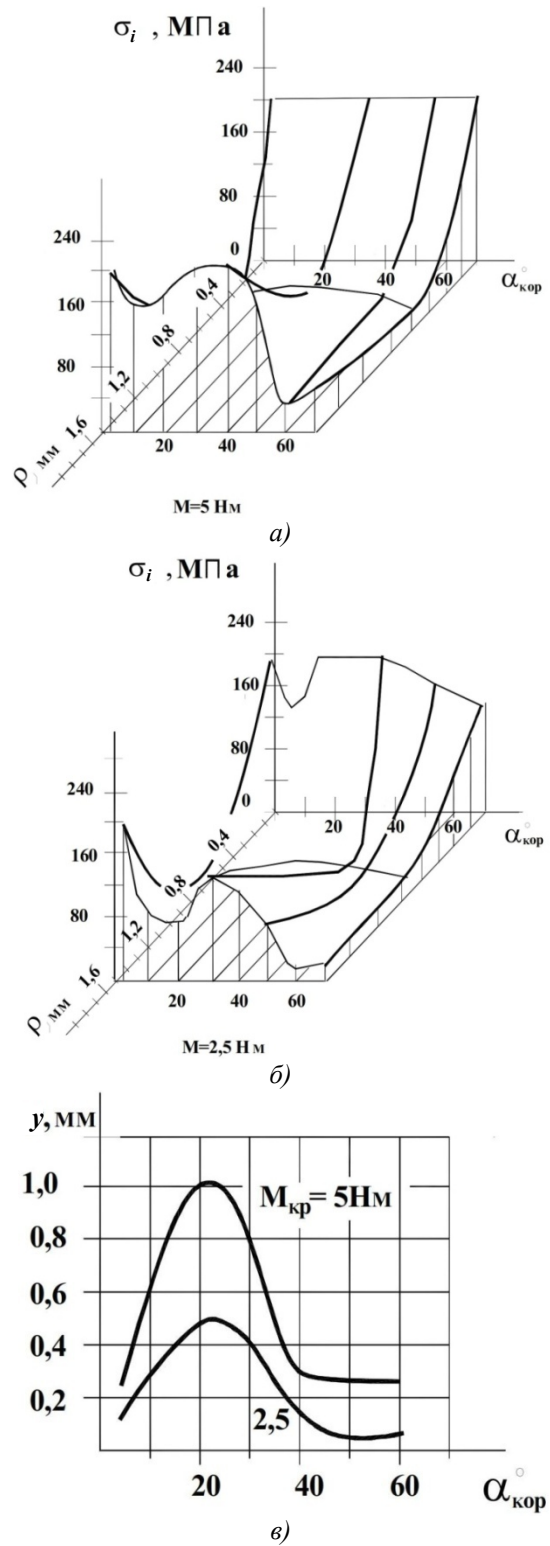


Рис. 2. Возможная радиальная деформация y и изменение интенсивности напряжений σ_i в стенке трубы $\varnothing 16 \times 1,5$ при вальцевании с разными крутящими моментами в зависимости от угла поворота $\alpha_{кор}$ корпуса вальцовки

Изложенное дало основание рассмотреть процесс образования остаточных напряжений в узле крепления, влияющих как на его ресурс, так и на ресурс теплообменного аппарата.

Обычно процесс вальцевания завершается,

когда крутящий момент на веретене достигнет некоторого значения. При этом в мгновение остановки вращения веретена между трубой и ложементом развивается требуемое радиальное нормальное напряжение в зоне контакта [2]:

$$\sigma_r = -4 M_{кр0} \operatorname{tg} \gamma / (s \pi l'_{крв} z d_{рс} \operatorname{tg} \alpha_b), \quad (1)$$

где $M_{кр0}$ – крутящий момент, затрачиваемый на деформацию трубы (контролируется по показывающим приборам вальцовочной машины); γ – угол перекрещивания осей роликов и веретена; s – толщина стенки трубы; z – число роликов; $d_{рс}$ – средний диаметр ролика; α_b – угол конусности веретена; $l'_{крв}$ – фактическая длина контакта прижимаемой трубы со стенкой отверстия ($l'_{крв} = l_{крв} - b_k$), b_k – суммарная ширина радиальных канавок в стенке отверстия.

Это напряжение после извлечения вальцовки обеспечивает в соединении выполнение всех предъявляемых требований. В принципе в это мгновение труба плотно прилегает не по всей поверхности вальцевания, а в n количестве зон контакта. Причем в z зонах контактное напряжение равно s_k , а в $(n - z)$ – оно отличается на величину, обусловленную разгрузкой, т.к. ролики ушли из этих зон.

Оценим величину остаточных напряжений после пробега ролика.

С этой целью опишем изменение внутреннего диаметра трубы, когда вращающееся веретено втягивается в трубу и вызывает тем самым ее диаметрально деформацию.

Из-за перекрещивания осей роликов и веретена последнее втягивается в трубу. При повороте веретена на угол α_b его осевое перемещение составит

$$x = \zeta_1 r_b \alpha_b \sin \gamma, \quad (2)$$

где ζ_1 – коэффициент проскальзывания ролика относительно веретена и ролика относительно трубы; r_b – радиус веретена.

По мере втягивания средний радиус веретена возрастает на величину

$$\Delta r_{\theta} = 0,5 K_b x, \text{ т.е. } x = \zeta_1 (r_{b0} + 0,5 K_b x) \alpha_b \sin \gamma;$$

где K_b – конусность веретена. Откуда после преобразований, получим

$$X = \zeta_1 r_{b0} \alpha_b \sin \gamma / (1 - 0,5 \zeta_1 K_b \alpha_b \sin \gamma), \quad (3)$$

где r_{b0} – начальный средний радиус веретена.

В процессе вальцевания происходит увеличение внутреннего диаметра трубы $\Delta d_i = K_b x$. Подставим сюда (3):

$$\Delta d_i = A_b r_{b0} \alpha_b / (1 - 0,5 A_b \alpha_b), \quad (4)$$

где $A_b = K_b \zeta_1 \sin \gamma$.

Следовательно, если в начале рассматриваемого движения диаметр ролика совпадает с линией OA на рис. 3, то после поворота на не-

который угол $\alpha_k = 4\alpha_b$ и равный $\angle C$ точкой контакта станет B с радиусом

$$OB = a = 0,5(d_{b0} + \Delta d_i) + d_{рс},$$

где $d_{рс}$ – средний радиус ролика; d_{b0} – начальный диаметр веретена.

Длину отрезка $AB = c$ определим следующим образом:

$$C = a \sin(C) / \sin(A), \quad (5)$$

где $A = (\pi - C) / 2 + \operatorname{arctg}[(a - b)(a + b)^{-1} \operatorname{ctg}(C/2)]$; $b = 0,5 d_{b0} + d_{рс}$.

Если бы не было увеличения диаметра, то для угла α_k дуга перемещения составила бы $l_n = \alpha_k b$. Поэтому приращение дуги на указанном изменении равно

$$\Delta l = c - \alpha_k b, \quad (6)$$

а относительное перемещение будет

$$\varepsilon_{i1} = (c - \alpha_k b) / (\alpha_k b) = c / (\alpha_k b) - 1. \quad (7)$$

При описанном перемещении роликов во внутреннем слое разовьются напряжения, превышающие предел текучести материала.

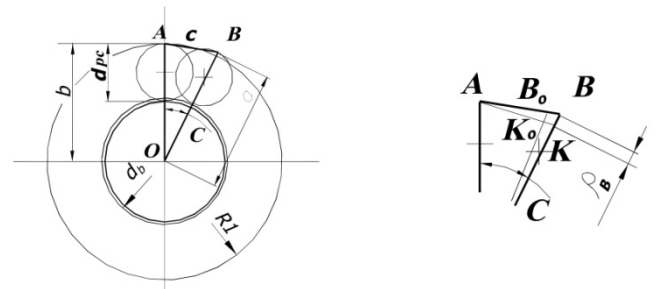


Рис. 3 Перемещение ролика при вальцевании

Для оценки этих напряжений разложим $1/3$ оборота корпуса вальцовки на множество α_k поворотов. Вычисляя для каждого из них по формулам (4), (5) элементарные приращения, и суммируя их, получим удлинение дуги окружности при смещении веретена на величину x , обусловленную поворотом корпуса вальцовки на угол α_k . Если значение d_{b0} соответствует условию окончательного прижатия трубы к стенке отверстия, то, учитывая (6), получим величину относительного окружного удлинения внутреннего слоя трубы при повороте корпуса на один оборот:

$$\varepsilon_i = 3\Delta l / (2\pi b). \quad (7)$$

Для k -оборотов цикл вычислений следует повторить k раз, соответственно увеличивая значение d_{b0} .

Так, применительно к трубе $\varnothing 16 \times 1,5$ 08X18H10T с использованием 3-роликовой вальцовки с максимальным диаметром ролика $d_{p \max} = 4,5$ мм, максимальным диаметром веретена $d_{b \max} = 6,5$ мм, длиной вальцевания $l_{zk} = 30$ мм; углом перекрещивания осей роликов и веретена $\gamma = 1,5^\circ$ после первого прижатия, применив разработанную

программу вычислений OSTAT, получим диаметр $d_i = 13,37$ мм.

Выполнив 5 оборотов при коэффициенте проскальзывания $\zeta_1 = 0,5$, получим внутренний диаметр трубы $d_i = 13,50$ мм, а относительное окружное удлинение внутреннего слоя трубы $\varepsilon_i = 0,7$ %. Этому удлинению из диаграммы растяжения для этой стали соответствует напряжение $\sigma = 400$ МПа, при котором происходит пластическая деформация. В случае удаления вальцовки произойдет разгрузка, при которой изменение относительной деформации составит

$$\Delta\varepsilon_i = \sigma/E = 100 \% \cdot 400 / 2,1 \cdot 10^5 = 0,19 \%$$

Следовательно, на внутреннем слое образуется остаточная окружная деформация растяжения:

$$\varepsilon_{i0} = (0,7 - 0,19) \% = 0,51 \%,$$

которая составляет

$$\delta_{st} = \varepsilon_{i0} / \varepsilon_i = 0,51 / 0,7 = 0,728.$$

Допустим, что в зоне контакта ролика с трубой, например на дуге АВ, после 5-ти оборотов корпуса относительное удлинение составило ε_{ii} . Этому удлинению соответствовало радиальное перемещение точки В:

$$\rho_B = 0,5 \Delta d_i.$$

Поскольку после удаления вальцовки дуга АВ сократится на 0,19 % от образовавшейся длины, то из подобия треугольников АВК и АВ₀К₀ можно допустить, что и относительное радиальное перемещение точки В₀ будет меньше в такой же пропорции и составит:

$$\Delta\rho_{B0} = 0,5 \cdot 0,728 \Delta d_i = 0,364 \Delta d_i.$$

Расчеты по данному алгоритму с использованием программы OSTAT показали, что в момент остановки веретена при относительном радиальном сжатии $\varepsilon_{ri} = 3,64 \cdot 10^{-4}$ радиальное напряжение в стенке трубы составило $\sigma_r = E\varepsilon_{ri} = 2,1 \cdot 10^5 \cdot 3,64 \cdot 10^{-4} = 76,4$ МПа, а после разгрузки – $\sigma_{r0} = 0,728$; $\sigma_r = 55,6$ МПа.

Поскольку z роликов все же удерживают обе детали узла крепления от упругих деформаций при разгрузке, предположим, что в то мгновение, когда веретено остановилось, радиальное нормальное напряжение в зоне контакта между трубой и стенкой доски трубной или ложемент (при однотрубном образце) по всему периметру контакта равно s_k .

Под действием этого напряжения внутренний диаметр втулки (эквивалентной втулки) увеличится на величину

$$Dd_{2B} = 2s_k [(1-m)r_{20}^3 + (1+m)r_{20}r_{2H}^2]E^{-1} / [r_{2H}^2 - r_{20}^2], \quad (8)$$

а наружный диаметр – на величину

$$Dd_{2H} = 2s_k [(1-m)r_{20}^2r_{2H} + (1+m)r_{20}^2r_{2H}^2]E^{-1} / [r_{2H}^2 - r_{20}^2]. \quad (9)$$

Например, для отверстия диаметром 16,3 мм при $s_k = 40$ МПа, $Dd_{2B} = 0,0067$ мм; $Dd_{2H} = 0,0048$ мм.

Следовательно, относительное радиальное сокращение стенки втулки составляет:

$$e_r = -0,5(Dd_{2B} - Dd_{2H}) / s_2 = -0,5(0,0067 - 0,0048) / 6,85 = -0,00014,$$

а относительное окружное увеличение по среднему радиусу:

$$e_{i2} \{2p \{[(r_{20} + 0,5Dd_{2B}) + (r_{2H} + 0,5Dd_{2H})] / 2 - 2p(r_{20} + r_{2H}) / 2\} / (2p(r_{20} + r_{2H}) / 2)\} = 0,5(Dd_{2B} + Dd_{2H}) / (r_{20} + r_{2H}) = 0,00025. \quad (10)$$

Здесь $s_2 = 6,85$ мм – толщина стенки втулки (эквивалентной втулки).

Для принятых параметров трубы и отверстия, пользуясь методикой, изложенной в ОСТ 26-17-01-83, определим изменение диаметра трубы после касания сопрягаемых поверхностей трубы и отверстия значения внутреннего диаметра трубы, полученные в результате вальцевания: $d_{i1} = 12,558 \dots 13,443$ мм.

С помощью формулы [4] определим степень развальцовки:

$$V = V_0 + 0,0293(d - 16) + (s - 1,5)d^{0,92} = 0,09.$$

Тогда внутренний диаметр трубы вначале соприкосновения поверхностей будет следующим:

$$d_{i10} = d_{i1} - V = (12,558 \dots 13,443) - 0,09 = 12,468 \dots 13,353 \text{ мм.}$$

Положим, что на поверхности отверстия втулки нет каких-либо канавок, тогда изменение внутреннего диаметра рассматриваемой трубы после прижатия составит $B = 0,09$ мм.

Следовательно, относительное сокращение толщины стенки трубы равно

$$e_{r1} = - (0,09 - Dd_{2B}) / (16,3^{+0,12} - 12,468^{+0,885}) = - (0,021 \dots 0,028);$$

а относительное окружное удлинение

$$e_{t1} = 0,5(Dd_{1B} + Dd_{2B}) / (r_{10} + r_{20}) = 0,5(0,0067 + 0,09) / (0,5(16,3^{+0,12} + 12,468^{+0,885})) = 0,0032 \dots 0,00336.$$

Поскольку, охватывающая втулка деформируется упруго, то после извлечения вальцовки ее размеры должны восстановиться. Однако в наружных и внутренних поверхностях труб после вальцевания в ряде слоев образуются окружные и радиальные остаточные напряжения сжатия. Поэтому в процессе разгрузки будет происходить как сжатие, так и растяжение [5]. Аналитически оценить величину окончательного контактного напряжения в узле крепления в настоящее время затруднительно. Этот параметр целесообразней оценивать посредством эксперимента или же каким-либо численным моделированием.

На рис. 4 показаны графики распределения

окружных нормальных остаточных напряжений до вальцевания, на рис. 5 – графики распределения окружных остаточных напряжений после вальцевания, определенные по методу Давиденкова. Из них следует, что после вальцевания и удаления ложемента в наружных слоях наружной поверхности испытанных труб образовались окружные остаточные напряжения сжатия, т.е. $s_{\theta} < 0$, а на внутренних – окружные остаточные напряжения растяжения, т.е. $s_{\theta} > 0$.

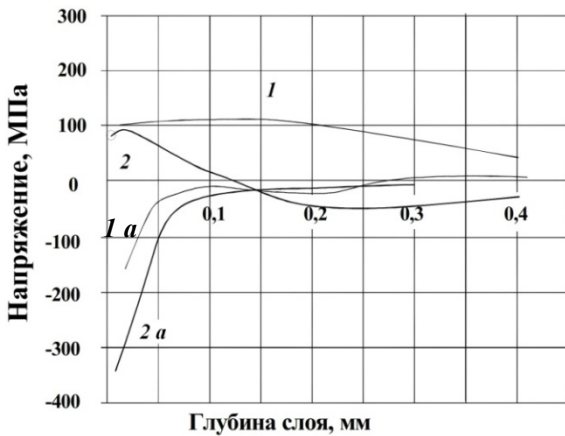


Рис. 4. Окружные остаточные нормальные напряжения в невальцованных трубах:
 1, 1a – в слоях, прилегающих соответственно к наружной и внутренней поверхностям трубы из стали 08X14МФ; 2, 2a – в слоях, прилегающих соответственно к наружной и внутренней поверхностям трубы из стали 08X18Н10Т

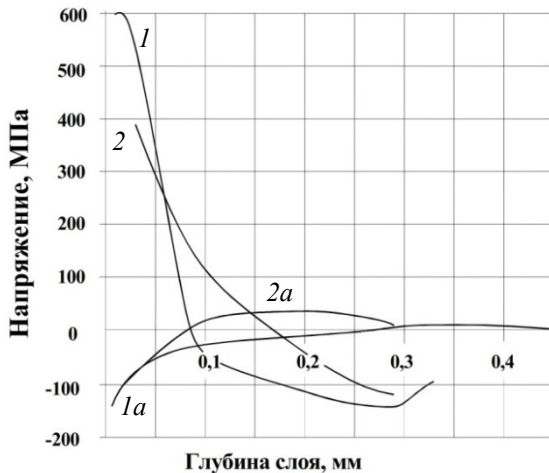


Рис. 5. Окружные остаточные нормальные напряжения в трубе Ø16x1,5 после вальцевания при $M_{кр} = 3,8...5$ Н·м, $n = 400$ об/мин, диаметре отверстия Ø16,4 мм:
 1, 1a – соответственно, слои, прилегающие к внутренней и наружной поверхностям трубы из стали 08X14МФ;
 2, 2a – соответственно, слои, прилегающие к внутренней и наружной поверхностям трубы из стали 08X18Н10Т

Используя формулу $\sigma_r = -2P \sin \varphi / (\pi r)$ [4], где r , φ – полярные координаты, при $\varphi = \pi/2$, оценим характер изменения радиальных нормальных напряжений, образующихся в процессе вальцевания. Вычисления представлены в табл. 1.

1. Распределение радиальных нормальных сжимающих напряжений в стенке трубы

r , мкм	2	4	10	100	1000	1500
σ , МПа	17951	8976	3590	359	35,9	23,9

В табл.1 приведены значения радиальных нормальных напряжений в стенке трубы после вальцевания при $M_{кр} = 5$ Н·м, что соответствует режимам получения зависимостей на рис. 5. В этой операции на ролик в конце вальцевания действует радиальная сила $F_{rci} = 1690$ Н [4].

Из данной табл.1 следует, что на глубине меньшей 0,1 мм после остановки веретена радиальные сжимающие напряжения превышают предел текучести. Причем на глубине до 10...15 мкм металл в окрестности линии контакта фактически является жидкостью.

Несмотря на формирование вблизи от внутренней поверхности трубы зоны с окружными растягивающими напряжениями, в стенке трубы развиваются радиальные сжимающие напряжения, а в слое внутренней поверхности трубы толщиной до 0,01 мм независимо от диаметра отверстия в доске трубной образуются напряжения или происходят явления, устраняющие микротрещины. Это обеспечивает необходимую коррозионную стойкость внутренней поверхности, что подтверждает многолетний опыт эксплуатации узлов крепления, изготовленных с применением роликового вальцевания.

После извлечения вальцовки труба остается в напряженном состоянии, обеспечивающем требуемую работоспособность узла крепления. Измерения твердости без удаления ложемента, производимые в 3-х точках по сечению стенки трубы в соответствии с ГОСТ 9012-59, приведены в табл. 2.

Из нее видно, что средняя твердость материала труб после роликового вальцевания возрастает, в некоторых случаях весьма заметно. При этом обычно после вальцевания рассматриваемый параметр у труб оказывается выше твердости материала ложемента (доски трубной), что обусловлено не очень высокими контактными нагрузками между трубой и стенкой отверстия.

2. Изменения твердости некоторых труб в процессе вальцевания

Труба Сталь		Ø 25x2,5 09X18H9	Ø 16x1,4 08X18H10T	Ø 16x2 08X14MФ	Ø 16x2,5 10X2M-ВД
Показатель твердости*	До вальцевания	199 - 201HV5	158HV5	180HV5	169 - 199HV5
	После вальцевания	217HV5	192 - 195HV5	330HV5	249 - 302HV5
* Показатели HV5 и HB для этих сталей практически одинаковы.					

Микроструктура металла труб после вальцевания практически не изменяется, только в тонком слое, прилегающем к внутренней поверхности, образуется некоторое уплотнение.

Анализ остаточных напряжений после вальцевания в ложементе, т.е. модели охватывающей втулки, показал, что в зоне, прилегающей к поверхности отверстия, развиваются окружные сжимающие напряжения. Микроструктура практически не меняется.

Заключение

Проведенные исследования показали, что процесс деформации трубы при роликовом вальцевании представляется следующим:

1. Во время вальцевания свободная труба, т.е. не касающаяся стенки отверстия, упруго-пластически изгибается в зонах контакта с роликами. Причем, сначала деформируются только участки внутренней поверхности, расположенные под роликами, а затем по достижении требуемого крутящего момента и наружной поверхности. При этом напряженное состояние в указанных зонах в процессе изгиба становится таковым, что упруго-пластический изгиб затем, вероятно, переходит в чистопластический и при этом одновременно происходит удлинение в окружном направлении слоев металла трубы. Характер изгиба зависит от свойств металла трубы.

2. После того, как труба устойчиво прижалась в z точках к стенке отверстия, происходит следующий этап ее деформации. В это время из-за переносного движения ролика по кривой, подобной спирали Архимеда, происходит

растяжение в окружном направлении слоев, прилегающих к внутренней поверхности трубы и сжатие слоев, прилегающих к наружной поверхности трубы. Описанное явление имеет место для всех испытанных труб. Различия заключаются в основном в значениях напряжений.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

- 1.Ткаченко Г.П., Бриф В.М. Изготовление и ремонт кожухо-трубной теплообменной аппаратуры. М.: Машиностроение, 1980.
2. Феодосьев В.И. Сопротивление материалов. М.: Наука, ФМЛ. 2001. 588 с.
3. Терехов В.М., Кондратенко Л.А., Даниленко В.Г., Белоусов В.П. О выборе критерия механического вальцевания теплообменных труб // Технология машиностроения. 2001. № 5. С. 21–23.
4. Кондратенко Л.А. Механика роликового вальцевания теплообменных труб. М.: Спутник. 2015. 158 с.
5. Timoshenko S.P., Gere J.M. *Mechanics of materials*. S.Peterburg-Moskow: Лань, 2002. 670 с.

REFERENCES

- 1.Tkachenko G.P., Brif V.M. *Manufacturing and Repair of Shell-and-Tube Heat Exchange Equipment*. M.: Mechanical Engineering, 1980.
2. Fedosiev V.I. *Resistance of Materials*. M.: Science, FML. 2001. pp. 588.
3. Terekhov V.M., Kondratenko L.A., Danilenko V.G., Belousov V.P. On a choice of criterion for heat exchange pipe mechanical rolling // *Engineering Techniques*. 2001. № 5. pp. 21–23.
4. Kondratenko L.A. *Mechanics of Heat Exchange Pipe Roller Rolling*. M.: Sputnik . 2015. pp. 158.
5. Timoshenko S.P., Gere J.M. *Mechanics of materials*. S.Peterburg-Moskow: Lan, 2002. pp. 670.

Рецензент д.т.н. В.Ю. Блюментейн

Федеральное государственное бюджетное образовательное учреждение высшего профессионального образования

"Брянский государственный технический университет"

241035, г. Брянск, бульвар 50-летия Октября, 7

<http://www.ntmash.tu-bryansk.ru>

Телефон редакции журнала: 8-903-592-87-39. E-mail: naukatm@yandex.ru

Вёрстка А.А. Алисов. Технический редактор А.А. Алисов. Корректор Н.В. Дюбова.

Сдано в набор 22.03.2016. Подписано в печать 06.04.2016.

Формат 60 × 88 1/8. Бумага офсетная. Усл. печ. л. 5,88. Цена свободная.

Отпечатано в типографии Федерального государственного бюджетного образовательного учреждения высшего профессионального образования

"Брянский государственный технический университет"

241035, г. Брянск, бульвар 50-летия Октября, 7