

НАУКА и ТЕХНИКА

Международный
научно-технический журнал

Издается с января 2002 года
Периодичность издания –
один раз в два месяца

Учредитель
Белорусский
национальный технический
университет



Science and Technique

International
Scientific and Technical Journal

Published from January 2002
Publication frequency –
bimonthly

Founder
Belarusian
National Technical
University

Vol. 23 / No 6 / 2024

Журнал включен в базы данных:
Web of Science (ESCI), EBSCO, DOAJ, WorldCat, OpenAIRE,
Google Scholar, РИНЦ, ЭБС «Лань», НЭБ «КиберЛенинка», Соционет

The Journal is included in the following databases:
Web of Science (ESCI), EBSCO, DOAJ, WorldCat, OpenAIRE,
Google Scholar, RISC, Lan, CyberLeninka, Socionet

СОДЕРЖАНИЕ

Машиностроение и машиноведение

- Асташинский В. М., Королёв А. Ю., Иванов А. И.,
Нисс В. С., Калининченко А. С.**
Распределение температурных зон
при электролитно-плазменном нагреве
титановых сплавов 443
- Вершина Г. А., Реут Л. Е., Сидоренко К. Р.**
Расчет параметров режущего инструмента
для изготовления разрезных
фторопластовых колец 451
- Попок Н. Н., Анисимов В. С.**
Кинематические и геометрические особенности
скоростной обработки сложнопровильных
поверхностей деталей вращающимися
инструментами на станках с ЧПУ 461

CONTENTS

Mechanical Engineering and Engineering Science

- Astashinskiy V. M., Korolyov A. Yu., Ivanov A. I.,
Niss V. S., Kalinichenko A. S.**
Distribution of Temperature Zones
during Electrolytic Plasma Heating
of Titanium Alloys 443
- Vershina G. A., Reut L. E., Sidorenko K. R.**
Calculation of Cutting Tool
Parameters for Production
of Split Fluoroplastic Rings 451
- Popok N. N., Anisimov V. S.**
Kinematic and Geometric Features
of High-Speed Machining
of Complex Surfaces of Parts
with Rotating Tools on CNC Machines 461

Мойсейчик Е. А., Яковлев А. А.

Прочностной и деформационный анализ
трехслойной ортотропной плиты
с использованием программного
комплекса ANSYS 473

Строительство

**Хрусталеv Б. М., Тингоу Лю, Сизов В. Д.,
Чжунью Ли, Бусел А. В., Яцевич П. П.,
Афанасенко А. А., Дехуа Хоу**

Оценка реальных условий эксплуатации
и фактических температурных изменений
при моделировании состава конструктивных слоев
асфальтобетона 481

Барсуков В. Г., Лежава А. Г., Евсеева Е. А.

Особенности напряженного состояния
композитной арматуры при испытаниях
на разрыв 492

Безоян К. Э., Чистова Т. А.

Дисперсно-армированные полужесткие материалы
на основе асфальтовяжущих 500

Прибыльская Н. М., Гречухин В. А.

Продавливание металлических защитных
экранов на основе элементов
из листового проката и полутруб 507

Транспорт

**Капский Д. В., Ларин О. Н., Венде Ф.-Д.,
Арский А. А., Жильцов Д. А., Жильцова О. Н.**

Актуальные задачи трансформации национальных
транспортно-логистических систем
в условиях санкционных воздействий 517

**Перечень статей, опубликованных
в журнале «Наука и техника»
в 2024 г.**

Тематический указатель 526

Moiseychik E. A., Yakovlev A. A.

Strength and Deformation Analysis
of Three-Layer Orthotropic
Slab Using the ANSYS
Software Package 473

Civil and Industrial Engineering

**Khroustalev B. M., Tingguo Liu, Sizov V. D.,
Zhongyu Li, Busel A. V., Yatsevich P. P.,
Afanasenka A. A., Dehua Hou**

Evaluation of Real Operating Conditions
and Actual Temperature Changes
when Modeling the Composition of Asphalt Concrete
Structural Layers 481

Barsukov V. G. Lezhava A. G., Evseeva E. A.

Features of the Stress State
of Composite Reinforcement
during Tensile Tests 492

Bezoyan K. E., Chystova T. A.

Dispersion-Reinforced Semi-Rigid Materials
Based on Asphalt Binders 500

Pribylskaya N. M., Grechukhin V. A.

Punching Metal Protective Screens Based
on Elements Made of Rolled Sheets
and Half Pipes 507

Transport

**Kapski D. V., Larin O. N., Wende F.-D., Arsky A. A.,
Zhiltsov D. A., Zhiltsova O. N.**

Current Transformation Challenges of National
Transport and Logistics Systems
under Conditions of Sanctions 517

**List of Papers Published
in "Science and Technique" Journal
in 2024**

Thematic Index 526

Главный редактор
Сергей Васильевич Харитончик

Редакционная коллегия

- Алексеев Ю. Г.** (Белорусский национальный технический университет, Минск, Республика Беларусь), заместитель главного редактора,
Леонович С. Н. (Белорусский национальный технический университет, Минск, Республика Беларусь), заместитель главного редактора,
Шелег В. К. (Белорусский национальный технический университет, Минск, Республика Беларусь), заместитель главного редактора,
Белый А. В. (Белорусский национальный технический университет, Минск, Республика Беларусь),
Бисби Л. (Эдинбургский университет, Эдинбург, Соединенное Королевство Великобритании и Северной Ирландии),
Виттманн Ф. Х. (Швейцарская высшая техническая школа Цюриха, Цюрих, Швейцарская Конфедерация),
Дидерихс У. (Ростокский университет, Росток, Федеративная Республика Германия),
Дмитриев С. М. (Нижегородский государственный технический университет имени Р. Е. Алексеева, Нижний Новгород, Российская Федерация),
Згуровский М. З. (Национальный технический университет Украины «Киевский политехнический институт имени Игоря Сикорского», Киев, Украина),
Кондерс А. Б. (Дармштадтский технический университет, Дармштадт, Федеративная Республика Германия),
Косёр-Казберук М. (Белостокский технический университет, Белосток, Республика Польша),
Лю Тингуо (компания «Гаююань», провинция Хэнань, Китайская Народная Республика),
Макнами Р. Я. (Консультационное агентство по вопросам пожарной безопасности, Стокгольм, Королевство Швеция),
Максаров В. В. (Санкт-Петербургский горный университет, Санкт-Петербург, Российская Федерация),
Нгуен Тху Нга (Научный энергетический институт, Вьетнамская академия наук и технологий, Ханой, Социалистическая Республика Вьетнам),
Одиназода Х. О. (Таджикский технический университет имени академика М. С. Осими, Душанбе, Республика Таджикистан),
Опяляк М. (Люблинский технический университет, Люблин, Республика Польша),
Пенязьков О. Г. (Институт тепло- и массообмена имени А. В. Лыкова Национальной академии наук Беларуси, Минск, Республика Беларусь),

Editor-in-Chief
Sergei V. Kharytonchyk

Editorial Board

- Aliakseyeu Yu. G.** (Belarusian National Technical University, Minsk, Republic of Belarus), Deputy Editor-in-Chief,
Leonovich S. N. (Belarusian National Technical University, Minsk, Republic of Belarus), Deputy Editor-in-Chief,
Sheleg V. K. (Belarusian National Technical University, Minsk, Republic of Belarus), Deputy Editor-in-Chief,
Byeli A. V. (Belarusian National Technical University, Minsk, Republic of Belarus),
Bisby L. (University of Edinburgh, Edinburgh, United Kingdom of Great Britain and Northern Ireland),
Wittmann F. H. (ETH – Swiss Federal Institute of Technology Zürich, Zürich, Swiss Confederation),
Diederichs U. (University of Rostock, Rostock, Federal Republic of Germany),
Dmitriev S. M. (Nizhny Novgorod State Technical University named after R. E. Alekseev, Nizhny Novgorod, Russian Federation),
Zgurovsky M. Z. (National Technical University of Ukraine “Igor Sikorsky Kyiv Polytechnic Institute”, Kyiv, Ukraine),
Koenders A. B. (Technical University of Darmstadt, Darmstadt, Federal Republic of Germany),
Kosior-Kozberuk M. (Bialystok University of Technology, Bialystok, Republic of Poland),
Liu Tingguo (Gaoyuan Company, Henan Province, People’s Republic of China),
McNamee R. J. (Brandskyddslaget AB, Stockholm, Kingdom of Sweden),
Maksarov V. V. (Saint-Petersburg Mining University, Saint Petersburg, Russian Federation),
Nguyen Thu Nga (Institute of Energy Science, Vietnam Academy of Science and Technology, Hanoi, Socialist Republic of Vietnam),
Odinazoda H. O. (Tajik Technical University named after Academic M. S. Osimi, Dushanbe, Republic of Tajikistan),
Opielak M. (Lublin University of Technology, Lublin, Republic of Poland),
Penyazkov O. G. (A. V. Luikov Heat and Mass Transfer Institute of the National Academy of Sciences of Belarus, Minsk, Republic of Belarus),

Пимьента П. (Научно-технический центр строительной отрасли, Сен-Мартен-д'Эр, Французская Республика),
Родригес Ж. П. К. (Коимбрский университет, Коимбра, Португальская Республика),
Романюк Ф. А. (Белорусский национальный технический университет, Минск, Республика Беларусь),
Сидерис К. (Фракийский университет имени Демокрита, Комотины, Греческая Республика),
Соболев К. (Университет Висконсин-Милуоки, Милуоки, Соединенные Штаты Америки),
Сумров В. В. (компания «Интернет Коммуникаций Девелопмент Групп Лимитед», Рига, Латвийская Республика),
Феличетти Р. (Миланский технический университет, Милан, Итальянская Республика),
Хрусталеv Б. М. (Белорусский национальный технический университет, Минск, Республика Беларусь),
Чжао Цзи (Северо-Восточный университет, Шэньян, Китайская Народная Республика),
Чижик С. А. (Национальная академия наук Беларуси, Минск, Республика Беларусь),
Ши Ли И (Научно-технологический парк Шанхайского университета, Шанхай, Китайская Народная Республика),
Эберхардштайнер Й. (Венский технический университет, Вена, Австрийская Республика),
Янковский А. (Технологический институт ВВС, Варшава, Республика Польша)

Ответственный секретарь редакционной коллегии
В. Г. Горбаиш

Pimienta P. (Scientific and Technical Centre for the Building – CSTB Department, Saint-Martin-d'Hères, French Republic),
Rodrigues J. P. C. (University of Coimbra, Coimbra, Portuguese Republic),
Romaniuk F. A. (Belarusian National Technical University, Minsk, Republic of Belarus),
Sideris K. (Democritus University of Thrace, Komotini, Hellenic Republic),
Sobolev K. (University of Wisconsin-Milwaukee, Milwaukee, United States of America),
Sumrov V. V. (Internet Communication Development Group Ltd – ICD, Riga, Republic of Latvia),
Felicetti R. (Polytechnic University of Milan, Milan, Italian Republic),
Khroustalev B. M. (Belarusian National Technical University, Minsk, Republic of Belarus),
Zhao Ji (Northeastern University, Shenyang, People's Republic of China),
Chizhik S. A. (National Academy of Sciences of Belarus, Minsk, Republic of Belarus),
Shi Li Yi (Science and Technology Park of Shanghai University, Shanghai, People's Republic of China),
Eberhardsteiner J. (Vienna University of Technology, Vienna, Republic of Austria),
Jankowski A. (Air Force Institute of Technology, Warsaw, Republic of Poland)

Executive Secretary of Editorial Board
V. G. Gorbash

Ведущий научный редактор

В. Н. Гурьянчик

Адрес редакции

Белорусский национальный технический университет
пр. Независимости, 65, корп. 2, комн. 327
220013, г. Минск, Республика Беларусь

Тел. +375 17 320-65-14

E-mail: sat@bntu.by
<http://sat.bntu.by>

Перерегистрировано в Министерстве информации Республики Беларусь 19 декабря 2011 г.
Регистрационный номер 285

С 2002 г. издание выходило под названием «Вестник БНТУ»

ISSN 2227-1031. Подписные индексы 00662, 006622

Подписано в печать 29.11.2024. Формат бумаги 60×84 1/8. Бумага мелованная. Печать цифровая.
Усл. печ. л. 11,25. Уч.-изд. л. 12,78. Тираж 65 экз. Дата выхода в свет . Заказ № .

Отпечатано в БНТУ. Лицензия ЛП № 38200000006896 от 03.03.2014.
220013, г. Минск, пр. Независимости, 65.

© Белорусский национальный технический университет, 2024

Lead Science Editor

V. N. Guryanchyk

Address

Belarusian National Technical University
Nezavisimosty Avenue, 65, Building 2, Room 327
220013, Minsk, Republic of Belarus

Tel. +375 17 320-65-14

E-mail: sat@bntu.by
<http://sat.bntu.by>

<https://doi.org/10.21122/2227-1031-2024-23-6-443-450>

УДК 621.785

Распределение температурных зон при электролитно-плазменном нагреве титановых сплавов

Чл.-кор. НАН Беларуси, докт. физ.-мат. наук, проф., В. М. Асташинский¹⁾,
канд. техн. наук, доц. А. Ю. Королёв²⁾, асп. А. И. Иванов²⁾, канд. техн. наук В. С. Нисс²⁾,
докт. техн. наук, проф. А. С. Калинин³⁾

¹⁾ГНУ «Институт тепло- и массообмена имени А. В. Лыкова НАН Беларуси»
(Минск, Республика Беларусь),

²⁾Белорусский национальный технический университет (Минск, Республика Беларусь),

³⁾Белорусский государственный технологический университет (Минск, Республика Беларусь)

Реферат. Электролитно-плазменная обработка (ЭПО) является перспективным методом повышения эксплуатационных характеристик металлических материалов. Разновидностью ЭПО является анодное электролитно-плазменное упрочнение. Данная технология позволяет насыщать поверхность обрабатываемых деталей атомами легких неметаллических элементов, входящих в состав используемого электролита. Ограничения к широкому применению электролитно-плазменного упрочнения в промышленности связаны с рядом особенностей процесса, выраженных в неравномерности нагрева обрабатываемых деталей, а также с необходимостью их медленного погружения в электролит для избежания срыва процесса нагрева. В работе представлены результаты исследования влияния рабочего напряжения на максимальную температуру нагрева и распределение температурных зон в процессе электролитно-плазменного нагрева образцов цилиндрической формы из титанового сплава ВТ6. Установлено, что электролитно-плазменная обработка в растворе хлорида аммония при величине рабочего напряжения от 200 до 260 В обеспечивает нагрев образцов до температуры 1200 °С. Наибольшая температура нагрева наблюдается при напряжении 260 В, а наименьшая – при 200 В. При этом для образцов, подвергающихся обработке, характерно наличие градиента температур по высоте (максимальный нагрев наблюдается в наиболее погруженной части образца). В процессе ЭПО выделяются до шести ярко выраженных температурных зон, однако одновременно существует не более пяти таких зон. Уменьшение длины и диаметра образцов приводит к их более равномерному нагреву. При этом происходит увеличение размеров наиболее высокотемпературных зон за счет уменьшения или исчезновения наименее низкотемпературных зон. При увеличении длины образцов наблюдается обратная закономерность.

Ключевые слова: электролитно-плазменный нагрев, анодный процесс, температура, рабочее напряжение, неоднородность нагрева, температурный градиент

Для цитирования: Распределение температурных зон при электролитно-плазменном нагреве титановых сплавов / В. М. Асташинский [и др.] // *Наука и техника*. 2024. Т. 23, № 6. С. 443–450. <https://doi.org/10.21122/2227-1031-2024-23-6-443-450>

Адрес для переписки

Иванов Алексей Игоревич
Белорусский национальный технический университет
ул. Я. Коласа, 24,
220013, Минск, Республика Беларусь
тел. +375 (17) 374-25-98
ivanou_ai@park.bntu.by

Address for correspondence

Ivanov Aleksei I.
Belarusian National Technical University
24, Ya. Kolas str.,
220013, Minsk, Republic of Belarus
тел. +375 (17) 374-25-98
ivanou_ai@park.bntu.by

Distribution of Temperature Zones during Electrolytic Plasma Heating of Titanium Alloys

V. M. Astashinskiy¹⁾, A. Yu. Korolyov²⁾, A. I. Ivanov²⁾, V. S. Niss²⁾, A. S. Kalinichenko³⁾

¹⁾A. V. Lykov Institute of Heat and Mass Transfer of the National Academy of Sciences of Belarus (Minsk, Republic of Belarus),

²⁾Belarusian National Technical University (Minsk, Republic of Belarus),

³⁾Belarusian State Technological University (Minsk, Republic of Belarus)

Abstract. Electrolytic-plasma treatment (EPT) is a promising method for improving the operating characteristics of metal materials. Anodic electrolytic-plasma hardening is a variation of EPT. This technology makes it possible to saturate the surface of the processed parts with atoms of light non-metallic elements, included in the composition of the electrolyte used. Limitations to the widespread use of electrolytic-plasma hardening in industry are associated with a number of process features, expressed in the uneven heating of the workpieces, as well as the need for them to be slowly immersed into the electrolyte to avoid disruption of the heating process. The paper presents the results of a study of the influence of operating voltage on the maximum heating temperature and the distribution of temperature zones during electrolytic-plasma heating of cylindrical samples made of VT6 titanium alloy. It has been established that electrolytic-plasma treatment in an ammonium chloride solution at an operating voltage of 200 to 260 V ensures heating of samples to a temperature of 1200 °C. The highest heating temperature is observed at a voltage of 260 V, and the lowest at 200 V. At the same time, samples undergoing processing are characterized by the presence of a temperature gradient along the height (maximum heating is observed in the most submerged part of the sample). During the EPT process, up to six distinct temperature zones are identified, but no more than five such zones exist simultaneously. Reducing the length and diameter of the samples leads to their more uniform heating. In this case, the size of the zones with the highest temperature increases due to the reduction or disappearance of the least low temperature zones. The opposite pattern is observed with increasing sample length.

Keywords: electrolytic-plasma heating, anodic process, temperature, operating voltage, inhomogeneous heating, temperature gradient

For citation: Astashinskiy V. M., Korolyov A. Yu., Ivanov A. I., Niss V. S., Kalinichenko A. S. (2024) Distribution of Temperature Zones during Electrolytic Plasma Heating of Titanium Alloys. *Science and Technique*. 23 (6), 443–450. <https://doi.org/10.21122/2227-1031-2024-23-6-443-450> (in Russian)

Введение

В настоящее время титановые сплавы широко применяются в авиа- и судостроении, химической промышленности, медицине и многих других отраслях. Фактором, в значительной степени ограничивающим применение сплавов на основе титана, является низкий уровень триботехнических свойств, обусловленный низкой твердостью и склонностью титана к схватыванию при работе в парах трения [1]. Для решения этой проблемы разрабатывают различные методы модифицирования свойств титановых сплавов (в первую очередь, поверхности). Классические методы диффузионного насыщения поверхности, как, например, химико-термическая обработка в различных средах, имеют ряд недостатков, среди которых одними из самых существенных являются длительное время технологического процесса, а также вероятность возникновения внутренних напряжений в диффузионном слое [2]. По этим

причинам особый интерес представляют высокоэнергетические методы упрочнения поверхности титановых сплавов, такие как лазерное и ионно-плазменное упрочнение, электронно-лучевая поверхностная обработка, воздействие на поверхность компрессионным плазменным потоком, а также электролитно-плазменная обработка (ЭПО). Данные методы позволяют существенно сократить время обработки поверхности сталей и сплавов и при этом значительно повысить их механические и триботехнические свойства [3].

При ЭПО на деталь (анод) подают напряжение определенной величины, после чего ее плавно погружают в раствор электролита. Под воздействием напряжения происходит вскипание электролита вблизи поверхности анода, в результате чего образуется парогазовая оболочка, которая оттесняет электролит от поверхности детали. Парогазовая оболочка имеет наибольшее сопротивление в электрохимической системе, что обуславливает выделение

теплоты [4, 5]. Направленные тепловые потоки из нее на электрод и в раствор способствуют скоростному разогреву анода с последующим самоподдержанием парогазовой оболочки. Таким образом возникает многофазная система «металл – плазма – парогазовая оболочка – электролит», в которой носителями зарядов служат как электроны, так и ионы, входящие в состав электролита [4, 6, 7].

Основным применением ЭПО является финишная полировка поверхностей электропроводящих материалов [8–12]. Данный метод применяется для снижения шероховатости и очистки поверхностей различных изделий. Однако в зависимости от режима нагрева, состава электролита и конструктивных параметров оборудования можно производить закалку, химико-термическую и термоциклическую обработку материалов и, в частности, титановых сплавов [13]. В результате такой обработки на поверхности образуется упрочненный слой толщиной более 100 мкм за время обработки от 5 до 10 мин, что позволяет значительно повысить ее механические и триботехнические свойства. Недостатком практического применения такой технологии является неравномерность нагрева различных поверхностей упрочняемого изделия. В результате изделия могут иметь неодинаковые физико-механические свойства. Прежде всего эти различия проявляются по их высоте.

Температура анода, измеряемая термопарой в какой-либо точке образца, достаточно полно характеризует процесс только в случае однородного нагрева. Такая ситуация реализуется при обработке достаточно малых деталей либо достигается применением специальных средств. При нагреве более крупных образцов наблюдается неравномерность распределения температурных зон по высоте погружаемого образца. Одной из причин неоднородного распределения температуры является неодинаковое выделение энергии по высоте из-за убывания локальной плотности тока в вертикальном направлении, связанное с расширением вверх парогазовой оболочки.

Целью работы являлось установление влияния напряжения на максимальную температуру нагрева и распределение температурных зон в процессе электролитно-плазменного нагрева

образцов цилиндрической формы из титанового сплава ВТ6.

Оборудование для выполнения экспериментов и описание проводимых исследований

Исследования проводились на установке для электролитно-плазменной обработки, принципиальная схема которой представлена на рис. 1.

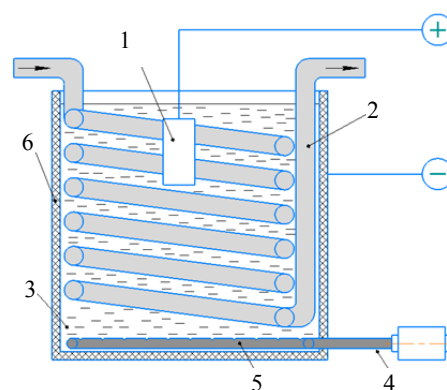


Рис. 1. Принципиальная схема установки для электролитно-плазменной обработки (анодный процесс): 1 – образец (анод); 2 – теплообменник (катод); 3 – электролит; 4 – насос; 5 – барботер; 6 – рабочая ванна

Fig. 1. Schematic diagram of the installation for electrolytic-plasma treatment (anodic process): 1 – sample (anode); 2 – heat exchanger (cathode); 3 – electrolyte; 4 – pump; 5 – bubbler; 6 – working bath

Рабочая ванна установки выполнена из диэлектрического материала. Внутри нее располагаются теплообменник и барботер, а ее внутренний объем заполнен электролитом. Образец подключался к положительному полюсу источника питания, а теплообменник – к отрицательному, таким образом осуществлялся анодный электролитно-плазменный нагрев (ЭПН). Регулировка напряжения выполнялась при помощи трехфазного ЛАТРа. Контроль величины рабочего напряжения осуществлялся при помощи цифрового осциллографа OWON XDS3102A, а измерение силы тока – при помощи этого же осциллографа и токоизмерительного шунта. Стабилизация температуры электролита выполнялась при помощи системы охлаждения, состоящей из теплообменника, чиллера и барботера. В качестве охлаждающей

жидкости в теплообменнике использовалась вода, температура которой поддерживалась на заданном уровне при помощи чиллера.

Измерения температуры образцов, погруженных в электролит, проводились при различных значениях рабочего напряжения. Параллельно с этим оценивались размеры возникающих в процессе ЭПН температурных зон по длине образцов. В качестве электролита использовался однокомпонентный раствор, представляющий собой водный раствор хлорида аммония (10 %). Хлорид аммония добавляется в качестве компонента, обеспечивающего электропроводность раствора. Температура электролита поддерживалась на уровне 30 ± 2 °C на протяжении всего процесса ЭПН.

Исследования проводили на цилиндрических образцах из титанового сплава ВТ6 длиной 20 мм и диаметром 8 мм с осевым глухим отверстием диаметром 2 мм длиной 10 мм, в которое помещалась изолированная термопара TP-01E (рис. 2). Образцы полностью погружались в электролит, скорость погружения составляла $v = 0,5\text{--}1,5$ мм/с. Измерение температуры нагрева образцов в ходе ЭПН при различных значениях рабочего напряжения осуществлялось после их полного погружения.

Температурные зоны, образующиеся на титановых образцах цилиндрической формы различных размеров, определялись по фотоснимкам, полученным после их выдержки в электролите в течение 10 с при различных значениях рабочего напряжения. Время выдержки выбиралось исходя из того факта, что ско-

рость нагрева образцов при ЭПН составляет $100\text{--}150$ °C/с [4].

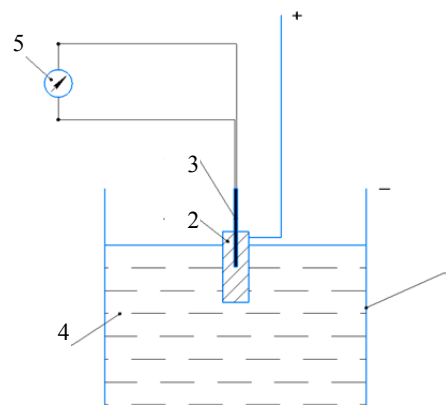


Рис. 2. Схема измерения температуры:
1 – катод (теплообменник); 2 – анод (образец);
3 – термопара; 4 – электролит;
5 – измерительный прибор

Fig. 2. Scheme of the temperature measurement process:
1 – cathode (heat exchanger); 2 – anode (sample);
3 – thermocouple; 4 – electrolyte; 5 – measuring device

По истечении данного времени образцы извлекались из электролита и осуществлялась их фотосъемка. Примеры полученных фотографий представлены на рис. 3.

По полученным фотографиям при помощи таблицы цветов каления для сплавов титана [14] оценивалось распределение температурных зон в процессе ЭПО исследуемых образцов. На основе полученных экспериментальных данных были построены диаграммы распределения температуры по длине образцов.

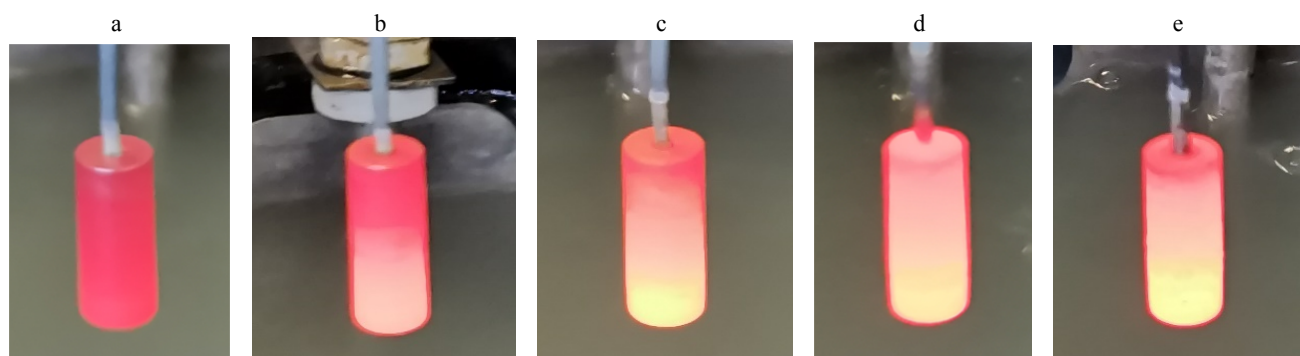


Рис. 3. Примеры полученных фотографий для образца длиной 20 мм и диаметром 8 мм при величине рабочего напряжения: 200 В (a); 220 В (b); 240 В (c); 260 В (d); 280 В (e)

Fig. 3. Examples of photographs obtained for a sample with a length of 20 mm and a diameter of 8 mm at an operating voltage of: 200 V (a); 220 V (b); 240 V (v); 260 V (d); 280 V (e)

Результаты и их обсуждение

Процесс электролитно-плазменного нагрева возникает при величине рабочего напряжения в диапазоне 200–280 В. Выход за пределы этого диапазона приводит к нарушению сплошности парогазовой оболочки и в результате к срыву процесса ЭПН. Большая часть выделяющейся в оболочке энергии расходуется на нагрев электролита. Тепловой поток в анод обычно не превышает 15 % [15], однако выделившегося количество теплоты вполне достаточно для разогрева детали до температуры 700–1200 °С в зависимости от установленной величины рабочего напряжения и размеров самого нагреваемого изделия.

На рис. 4 представлены результаты измерения температуры цилиндрического образца из титанового сплава ВТ6 в зависимости от величины рабочего напряжения, полученные в ходе его нагрева в водном растворе хлорида аммония (10 %).

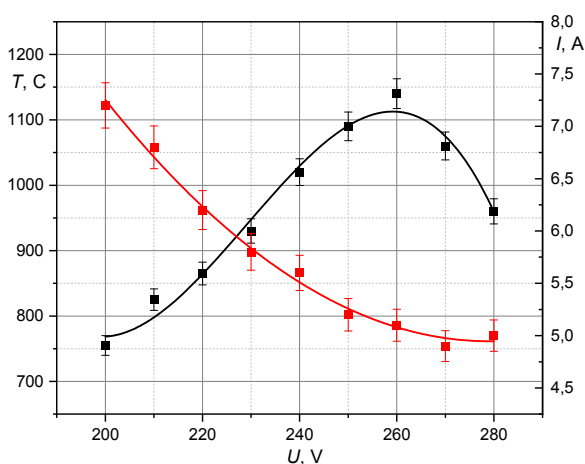


Рис. 4. Влияние рабочего напряжения (U) на изменение температуры образца (T) и силы тока (I):

— $T(U)$; — $I(U)$

Fig. 4. Impact of operating voltage (U) on changes of temperature (T) and amperage (I) in sample

— $T(U)$; — $I(U)$

При величине рабочего напряжения 240–270 В наблюдается нагрев образцов выше 1000 °С. При этом максимальная температура достигается при обработке образцов с величиной рабочего напряжения 260 В. Увеличение температуры при повышении рабочего напряжения от 200 до 260 В связано с возрастанием мощности, рассеиваемой в парогазовой оболочке [15, 16]. При дальнейшем повышении

напряжения происходит снижение температуры образца. В работе [16] показано, что данное явление может быть следствием появления импульсных разрядов, что в свою очередь приводит к распылению электролита и последующему охлаждению нагреваемого образца. Снижение величины тока при повышении напряжения (рис. 4) объясняется увеличением толщины парогазовой оболочки, что вызывает рост ее сопротивления [5, 16].

Неоднородность нагрева наблюдается и при обработке ранее рассмотренных образцов длиной 20 мм и диаметром 8 мм (рис. 5а). При 200 В по длине образца наблюдается наличие двух температурных зон, соответствующих температуре 600–750 °С (длиной 17,6 мм) и температуре менее 600 °С (длиной 2,4 мм). Более высокая температура наблюдается в нижней части образца (т.е. в той части, которая первой погружается в электролит), что, как уже было отмечено выше, объясняется увеличением толщины образующейся парогазовой оболочки по высоте образца. При повышении рабочего напряжения происходит постепенный рост температуры поверхности образцов. Как результат, возникают новые более высокотемпературные зоны, а низкотемпературные исчезают или уменьшаются в размерах. Так, при напряжении 220 В также наблюдаются две температурные зоны длиной 11 и 9 мм, которые соответствуют температуре 750–900 °С и 600–750 °С. Начиная с напряжения 240 В в нижней части образца образуется зона ярко-желтого цвета, которая соответствует температуре 1150–1200 °С. Кроме нее можно также выделить еще четыре температурные зоны, которые показывают, что при данном напряжении температура поверхности образца по его длине изменяется от 1150–1200 °С до 600–750 °С. Дальнейшее увеличение величины рабочего напряжения до 260 В приводит к максимальной температуре нагрева образца и, таким образом, к максимальной длине наиболее высокотемпературных зон. Так, длина зоны, соответствующей температуре 1150–1200 °С, составляет 6 мм, зоны 1050–1150 °С – 1,5 мм, зоны 900–1050 °С – 1,5 мм, а зоны 750–900 °С – 11 мм. При напряжении выше 260 В происходит уменьшение длины наиболее высокотемпературных зон и снова возникают более низкотемпературные зоны, соответствующие температуре 600–750 °С.

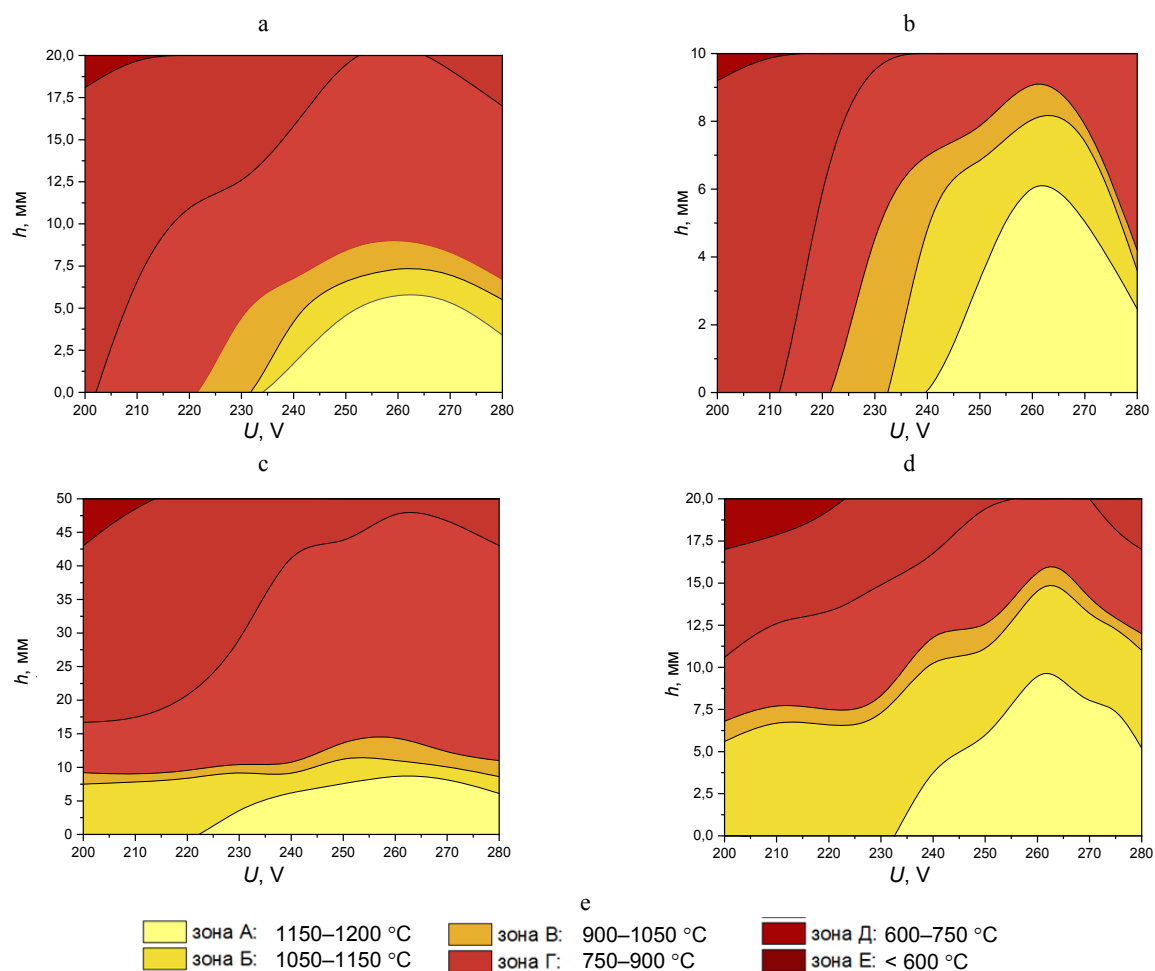


Рис. 5. Распределение температуры по длине образцов диаметром 8 мм (а–с) и 4 мм (д) с указанием соответствия цвета зоны нагрева образца и его температуры

Fig. 5. Temperature distribution along the length of samples with a diameter of 8 mm (a–c) and 4 mm (d) indicating the correspondence between the color of the heating zone of the sample and its temperature

Уменьшение длины образца в два раза (до 10 мм) приводит к более равномерному распределению температуры по длине образца (рис. 5b). Так, при 260 В наблюдаются четыре температурные зоны, однако в этом случае длина зоны, соответствующей температуре 1150–1200 °С, увеличивается до 60 % от общей длины образца (до 6 мм) по сравнению с 30 % при длине образца, равной 20 мм. Длина зоны, соответствующей 1050–1150 °С, составляет 2 мм, зоны 900–1050 °С – 1 мм, что также больше относительно длины образца, чем в предыдущем случае. Зона температур 750–900 °С, наоборот, уменьшается до 10 % длины образца, а ее длина составляет 1 мм.

Уменьшение диаметра образца в два раза (до 4 мм) при его длине 20 мм также обеспечивает более равномерный нагрев по длине (рис. 5d). В этом случае его нижний край нагревается до

температуры 1050–1150 °С при 200 В. Длина этой зоны составляет 5,5 мм (26 % длины образца). Кроме того, можно выделить еще четыре температурные зоны. Длина зоны 900–1050 °С составляет 2,5 мм (12,5 % длины образца), а длины трех остальных зон (600–750 °С, 750–900 °С и 1150–1200 °С) примерно одинаковы и равны 4 мм (20 % длины образца). До напряжения 230 В наблюдается рост высокотемпературных зон за счет уменьшения размеров менее высокотемпературных зон. Дальнейшее увеличение напряжения с 230 до 260 В приводит к возникновению новой высокотемпературной зоны, соответствующей температуре 1150–1200 °С. Максимальная температура нагрева наблюдается также при напряжении 260 В. В этом случае длина температурных зон составляет: для зоны 1150–1200 °С – 9,5 мм (47,5 % длины

образца), для зоны 1050–1150 °С – 5 мм (25 % длины образца), для зоны 750–900 °С – 1,5 мм (7,5 % длины образца), а для зоны 600–750 °С – 4 мм (20 % длины образца).

При увеличении длины обрабатываемого образца в 1,5 раза (до 50 мм) при величине его диаметра, равного 8 мм, наблюдается обратная картина (рис. 5с). Длина более низкотемпературных зон в этом случае больше, чем высокотемпературных. При величине рабочего напряжения 260 В по длине образца можно выделить пять зон, соответствующих температурам от 1150–1200 °С до 600–750 °С. Длина зоны 1150–1200 °С составляет 8,5 мм (17 % длины образца), зоны 1050–1150 °С – 2,5 мм (5 % длины образца), зоны 900–1050 °С – 3,5 мм (7 % длины образца), зоны 750–900 °С – 33,5 мм (67 % длины образца) и зоны 600–750 °С – 2 мм (4 % длины образца). Следует также отметить, что при вертикальном погружении образца в электролит его нижняя часть нагревается намного сильнее его верхней части. Причем температура 1050–1150 °С у нижнего края образца наблюдается уже начиная с напряжения 200 В, в то время как температура в верхней части образца в данном случае все еще ниже 600 °С. Данное явление впоследствии может привести к перегреву и короблению обрабатываемых деталей такого типоразмера.

Анализируя полученные диаграммы, можно отметить, что для всех образцов характерно наличие градиента температур по высоте. Всего на обрабатываемых образцах можно выделить шесть ярко выраженных температурных зон, при этом одновременно существуют не более пяти (а в ряде случаев – не более четырех) таких зон. Максимальный нагрев наблюдается в наиболее погруженной части образца, а наименьший – соответственно в наименее погруженной части. При повышении рабочего напряжения степень нагрева образцов увеличивается. Максимальная степень нагрева и, как результат, наиболее длинные высокотемпературные зоны наблюдаются при напряжении 260 В. Уменьшение длины и диаметра образцов приводит к их более равномерному нагреву, что выражается в сокращении размеров наиболее низкотемпературных зон и, наоборот, увеличению размеров более высокотемпературных, а также возникновению наиболее высокотемпературных зон (1050–1150 °С и 1150–1200 °С) при меньших значениях рабочего напряжения. Увеличение длины образцов приводит к обратному эффекту, выражающе-

муся в большем количестве температурных зон, а также в большей длине менее высокотемпературных зон. Это является свидетельством менее равномерного нагрева по длине таких образцов по сравнению с более малоразмерными образцами схожего типоразмера. Также следует отметить, что наличие градиента температуры по длине в данном случае приводит к чрезмерному перегреву образцов в наиболее погруженной их части, что может стать причиной возникновения дефектов, в частности коробления и повышенной хрупкости.

ВЫВОДЫ

1. Для обрабатываемых образцов характерно наличие градиента температур по высоте. При вертикальном погружении образца в электролит максимальный нагрев наблюдается в наиболее погруженной его части, а наименьший – в наименее погруженной. Всего можно выделить до шести ярко выраженных температурных зон, однако одновременно существует не более пяти таких зон.

2. Уменьшение длины или диаметра образцов способствует их более равномерному нагреву. В этом случае размеры наиболее низкотемпературных зон уменьшаются и в то же время происходит увеличение более высокотемпературных зон, которые соответствуют температурам 1050–1150 °С и 1150–1200 °С. Кроме того, в данном случае высокотемпературные зоны возникают при меньших значениях рабочего напряжения.

3. Увеличение длины образца приводит к повышению неравномерности его нагрева по высоте. При этом возможно возникновение перегрева в нижней части образца, поскольку градиент температур увеличивается и его нижний край интенсивно нагревается до температур 1050–1150 °С, в то время как температура в верхней части может не превышать 600–750 °С.

ЛИТЕРАТУРА

1. Belkin, P. N. Plasma Electrolytic Saturation of Titanium and Its Alloys with Light Elements / P. N. Belkin, A. M. Borisov, S. A. Kusmanov // Journal of Surface Investigation. X-Ray, Synchrotron and Neutron Techniques. 2016. Vol. 10, No 3. P. 516–535. <https://doi.org/10.1134/s1027451016030058>.
2. Розенберг, С. Э. Дефекты структуры диффузионно-упрочненных изделий / С. Э. Розенберг, А. А. Сусин. Минск: Беларус. навука, 1997. 223 с.

3. Торьянников, А. Ю. Сравнительный анализ высокоэнергетических методов поверхностного упрочнения стали / А. Ю. Торьянников, А. А. Барышников // Молодой ученый. 2021. № 19 (361). С. 45–49.
4. Plasma Electrolysis for Surface Engineering / A. L. Yerokhin [et al.] // Surface and Coating Technologies. 1999. Vol. 122, No 2–3. P. 73–93. [https://doi.org/10.1016/S0257-8972\(99\)00441-7](https://doi.org/10.1016/S0257-8972(99)00441-7).
5. Гончар, В. И. Образование паровой оболочки при прохождении тока через электролит / В. И. Гончар, А. К. Товарков // Электронная обработка материалов. 1991. № 1. С. 49–52.
6. Ширяева, С. О. О некоторых особенностях появления ионов вблизи заряженной поверхности интенсивно испаряющегося электролита / С. О. Ширяева, А. И. Григорьев, В. В. Морозов // Журнал технической физики. 2003. Т. 73. Вып. 7. С. 21–27.
7. Куликов, И. С. Электролитно-плазменная обработка материалов / И. С. Куликов, С. В. Васьченко, А. Я. Каменев. Минск: Беларус. навука, 2010. 232 с.
8. Electrolytic plasma polishing of NiTi alloy / A. Korolyov [et al.] // Mathematical models in engineering. 2021. Vol. 7, iss. 4. P. 70–80. <https://doi.org/10.21595/mme.2021.22351>.
9. Plasma Electrolyte Polishing of Titanium and Niobium Alloys in Low Concentrated Salt Solution Based Electrolyte / Y. Aliakseyeu [et al.] // Mechanics. 2021. Vol. 27, No 1. P. 88–93. <http://doi.org/10.5755/j02.mech.25044>.
10. Электролитно-плазменная обработка в управляемых импульсных режимах / А. Ю. Королев [и др.] // Наука и техника. 2021. Т. 20, № 4. С. 279–286. <https://doi.org/10.21122/2227-1031-2021-20-4-279-286>.
11. Особенности электролитно-плазменного нагрева при электрохимико-термической обработке стали / Ю. Г. Алексеев [и др.] // Наука и техника. 2013. № 6. С. 20–23.
12. Belkin, P. N. Mechanism and Technological Opportunity of Plasma Electrolytic Polishing of Metals and Alloys / P. N. Belkin, S. A. Kusmanov, E. V. Parfenov // Applied Surface Science Advances. 2020, Vol. 1. Art. 100016. <https://doi.org/10.1016/j.apsadv.2020.100016>.
13. Белкин, П. Н. Анодная электрохимико-термическая модификация металлов и сплавов / П. Н. Белкин // Электронная обработка материалов. 2010. № 6. С. 29–41.
14. Цветное литье: справ. / под общ. ред. Н. М. Галдина. М.: Машиностроение, 1989. 528 с.
15. Белкин, П. Н. Особенности распределения тепловых потоков в системе анод – парогазовая оболочка при анодном электролитном нагреве / П. Н. Белкин, Т. Л. Мухачева, И. Г. Дьяков // ИФЖ. 2008. Т. 71, № 6. С. 1027–1033.
16. Плазменно-электролитическое модифицирование поверхности металлов и сплавов: в 2 т. / И. В. Суминов [и др.]; под общ. ред. И. В. Суминова. М.: Техносфера, 2011. Т. I. 464 с.
2. Rosenberg S. E., Susin A. A. (1997) *Defects in the Structure of Diffusion-Strengthened Products*. Minsk, Belaruskaya Navuka Publ. 223 (in Russian).
3. Toryannikov A. Yu., Baryshnikov A. A. (2021) Comparative Analysis of High-Energy Methods for Surface Hardening of Steel. *Molodoy Uchonyi* [Young Scientist], (19), 45–49 (in Russian).
4. Yerokhin A. L., Nie X., Leyland A., Matthews A., Doney S. J. (1999) Plasma Electrolysis for Surface Engineering. *Surface and Coatings Technology*, 122 (2–3), 73–93. [https://doi.org/10.1016/S0257-8972\(99\)00441-7](https://doi.org/10.1016/S0257-8972(99)00441-7).
5. Gonchar V. I., Tovarkov A. K. (1991) Formation of A Vapor Shell When Current Passes through An Electrolyte. *Elektonnaya Obrabotka Materialov = Electronic Processing of Materials*, (1), 49–52 (in Russian).
6. Shiryayeva S. O., Grigoriev A. I., Morozov V. V. (2003) On the appearance of ions near the charged surface of an intensely evaporating electrolyte. *Technical Physics*, 48(7), 822–828. <https://doi.org/10.1134/1.1593186>.
7. Kulikov I. S., Vashchenko S. V., Kamenev A. Ya. (2010) *Electrolyte-Plasma Processing of Materials*. Minsk, Belaruskaya Navuka Publ. 232 (in Russian).
8. Korolyov A., Bubulis A., Vėžys J., Aliakseyeu Yu., Minchenya V., Niss V., Markin D. (2021) Electrolytic Plasma Polishing of NiTi Alloy. *Mathematical Models in Engineering*, 7 (4), 70–80. <https://doi.org/10.21595/mme.2021.22351>.
9. Aliakseyeu Y., Bubulis A., Korolyov A., Niss V. Kandrotaitė Janutienė R. (2021) Plasma Electrolyte Polishing of Titanium and Niobium Alloys in Low Concentrated Salt Solution Based Electrolyte, *Mechanics*, 27 (1), 88–93. <http://doi.org/10.5755/j02.mech.25044>.
10. Korolyov A. Yu., Aliakseyeu Yu. G., Niss V. S., Parshuto A. E. (2021) Electrolyte-Plasma Treatment in Controlled Pulse Modes. *Nauka i Tehnika = Science & Technique*, 20 (4), 279–286. <https://doi.org/10.21122/2227-1031-2021-20-4-279-286>(in Russian).
11. Alekseev Yu. G., Niss V. S., Korolyov A. Yu., Parshuta A. E. (2013) Peculiar Features of Electrolytic-Plasma Heating during Electrochemical Heat-Treatment of Steel. *Nauka i Tehnika = Science and Technique*, (6), 20–23 (in Russian).
12. Belkin P. N., Kusmanov S. A., Parfenov E. V. (2020). Mechanism and Technological Opportunity of Plasma Electrolytic Polishing of Metals and Alloys Surfaces. *Applied Surface Science Advances*, 1, 100016. <https://doi.org/10.1016/j.apsadv.2020.100016>.
13. Belkin P. N. (2010) Anodic Electrochemical-Thermal Modification of Metals and Alloys. *Elektonnaya Obrabotka Materialov = Electronic Processing of Materials*, (6), 29–41 (in Russian).
14. Galdin N. M., Chernega D. F., Ivanchuk D. F., Moiseyev Yu. V., Chistyakov V. V. (1989) *Non-Ferrous Casting*. Moscow, Mashinostroenie Publ. 528 (in Russian).
15. Belkin P. N., Mukhacheva T. L., D'yakov I. G. (2008). Features of the Distribution of Heat Fluxes in the Anode – Vapor-Gas Sheath System in Anodic Electrolytic Heating. *Journal of Engineering Physics and Thermophysics*, 81 (6), 1069–1075. <https://doi.org/10.1007/s10891-009-0151-7>.
16. Suminov I. V., Belkin P. N., Epelfeld A. V., Lyudin V. B., Krit B. L., Borisov A. M. (2011) *Plasma-Electrolytic Modification of the Surface of Metals and Alloys. Vol. I*. Moscow, Tekhnosfera Publ. 464 (in Russian).

Поступила 12.03.2024

Подписана в печать 21.05.2024

Опубликована онлайн 29.11.2024

REFERENCES

Received: 12.03.2024

Accepted: 21.05.2024

Published online: 29.11.2024

<https://doi.org/10.21122/2227-1031-2024-23-6-451-460>

УДК 541.12

Расчет параметров режущего инструмента для изготовления разрезных фторопластовых колец

Кандидаты техн. наук, доценты Г. А. Вершина¹⁾, Л. Е. Реут¹⁾, инж. К. Р. Сидоренко¹⁾

¹⁾Белорусский национальный технический университет (Минск, Республика Беларусь)

Реферат. В работе рассматривается технологический процесс изготовления фторопластовых уплотнительных колец, заключающийся в принудительной подаче и протягивании полимерной ленточной заготовки между вращающимися роликами, пластическом изгибе ленты в зоне деформации на заданную кривизну путем закручивания на приводной ролик и последующей операции отрезания полосы после получения кольца требуемого диаметра. Данная технология имеет высокую производительность за счет автоматизации полного цикла изготовления разрезного кольца и непрерывности процесса, позволяет минимизировать отходы, снизить трудоемкость и энергоемкость производства. Наиболее сложным вопросом при разработке предложенной технологии является проектирование рабочего инструмента, его размеров и геометрии, а также силовых и кинематических параметров устройства, обеспечивающих получение фторопластовых колец требуемой точности. Сложность вопроса заключается в том, что фторопласт обладает целым рядом особенностей, проявляемых при деформировании, и его механическое поведение в условиях силового воздействия значительно отличается от поведения известных классических материалов. Однако в отличие от других полимеров фторопласт является высокоплотным материалом и имеет структуру с высокой степенью кристалличности, поэтому, как показывают исследования, его поведение под нагрузкой, а также механизм и последовательность протекания в нем деформаций во многом подобны поведению металлов, что позволяет использовать для фторопласта методы и подходы, принятые в механике твердых деформируемых тел. Согласно предложенной технологии, фторопластовая ленточная заготовка, протягиваемая между вращающимися роликами и подвергающаяся изгибу в зоне деформации, испытывает чистый изгиб с возникновением упругих и остаточных деформаций, из которых именно последние придают изделию необходимую форму и обеспечивают получение кольца требуемого диаметра. Для решения этой задачи необходимо выполнение соответствующего силового и геометрического расчетов процесса. Силовой расчет направлен на определение силовых параметров изгиба, создающих в деформируемом изделии максимально возможные необратимые деформации с минимально возможным упругим восстановлением (пружинением) после выхода из зоны деформации, а геометрический расчет направлен на выполнение силовых условий. На основе исследования напряженного состояния при гибке фторопластовой ленты с учетом различной жесткости фторопласта при растяжении и сжатии, а также кинематического расчета элементов рабочего узла установки определены диаметры формообразующего ролика, создающего необходимые усилия изгиба в зоне деформации, и обрезающего ролика-калибра, обеспечивающего получение кольца требуемого диаметра. Разработанные авторами расчетные методики достаточно точно согласуются с результатами экспериментальных исследований.

Ключевые слова: уплотнительные фторопластовые кольца, деформации при силовом воздействии, механическая модель фторопласта, изгиб фторопластовой ленты, разработка расчетной методики, силовой, геометрический и кинематический расчет рабочего узла установки

Для цитирования: Вершина, Г. А. Расчет параметров режущего инструмента для изготовления разрезных фторопластовых колец / Г. А. Вершина, Л. Е. Реут, К. Р. Сидоренко // *Наука и техника*. 2024. Т. 23, № 6. С. 451–460. <https://doi.org/10.21122/2227-1031-2024-23-6-451-460>

Calculation of Cutting Tool Parameters for Production of Split Fluoroplastic Rings

G. A. Vershina, L. E. Reut, K. R. Sidorenko

¹⁾Belarusian National Technical University (Minsk, Republic of Belarus)

Abstract. The paper considers the technological process of manufacturing fluoroplastic sealing rings, consisting in forced feeding and pulling a polymer tape blank between rotating rollers, plastic bending of the tape in the deformation zone to a given curvature by twisting it on a drive roller and the subsequent operation of cutting off the strip after obtaining a ring of

Адрес для переписки

Вершина Георгий Александрович
Белорусский национальный технический университет
ул. Я. Коласа, 24,
220013, Минск, Республика Беларусь
тел. +375 (17) 342-16-48
gavershina@bntu.by

Address for correspondence

Vershina Georgiy A.
Belarusian National Technical University
24, Ya. Kolas str.,
220013, Minsk, Republic of Belarus
тел. +375 (17) 342-16-48
gavershina@bntu.by

the required diameter. This technology has high productivity due to the automation of the full cycle of manufacturing a split ring and the continuity of the process allowing to minimize waste, reduce the labor intensity and energy intensity of production. The most difficult issue in developing the proposed technology is the design of the working tool, its dimensions and geometry, as well as the power and kinematic parameters of the device that ensure the production of fluoroplastic rings of the required accuracy. The complexity of the issue lies in the fact that fluoroplastic has a number of features that manifest themselves during deformation, and its mechanical behavior under force exposure differs significantly from the behavior of known classical materials. However, unlike other polymers, fluoroplastic is a high-density material and has a structure with a high degree of crystallinity, therefore, as studies show, its behavior under load, as well as the mechanism and sequence of deformations in it, are in many ways similar to the behavior of metals, which allows to use methods and approaches adopted in the mechanics of solid deformable bodies for fluoroplastic. According to the proposed technology, a fluoroplastic tape blank, pulled between rotating rollers and subjected to bending in the deformation zone, experiences pure bending with the occurrence of elastic and residual deformations, of which it is the latter that give the product the necessary shape and ensure the production of a ring of the required diameter. To solve this problem, it is necessary to perform the corresponding force and geometric calculations of the process. Force calculation is aimed at determining the force parameters of bending that create the maximum possible irreversible deformations in the deformed product with the minimum possible elastic recovery (springing) after leaving the deformation zone, and the geometric calculation is aimed at fulfilling force conditions. Based on a study of the stress state during bending of fluoroplastic tape, taking into account the different rigidity of fluoroplastic under tension and compression, as well as the kinematic calculations of the elements of the working unit of the installation, the diameters of the forming roller that creates the necessary bending forces in the deformation zone and the cutting roller-caliber that ensure obtaining a ring of the required diameter are determined. The calculation methods developed by the authors are in fairly accurate agreement with the results of experimental studies.

Keywords: fluoroplastic sealing rings, deformations under force action, mechanical model of fluoroplastic, bending of fluoroplastic tape, development of calculation methods, force, geometric and kinematic calculation of the working unit of the installation

For citation: Vershina G. A., Reut L. E., Sidorenko K. R. (2024) Calculation of Cutting Tool Parameters for Production of Split Fluoroplastic Rings. *Science and Technique*. 23 (6), 451–460. <https://doi.org/10.21122/2227-1031-2024-23-6-451-460> (in Russian)

Введение

В настоящее время полимерные материалы благодаря своим уникальным свойствам находят все более широкое применение в самых различных отраслях промышленности и народного хозяйства – в радиоэлектронике и приборостроении, в электротехнической, химической и пищевой промышленности, в сельском хозяйстве и медицине, военной и космической технике. Но особенно высокую значимость они приобретают в машиностроительном производстве, где потребление полимеров становится уже соизмеримым с потреблением металлов. Целесообразность применения полимерных материалов в машиностроении определяется, прежде всего, возможностью удешевления продукции, а также улучшением важнейших технико-экономических параметров машин (масса, долговечность, надежность). В результате внедрения полимеров высвобождаются ресурсы металла, а благодаря уменьшению отходов при переработке существенно повышается коэффициент использования материалов, который в настоящее время, согласно статистике, в два раза превышает коэффициент использования металлов. Широкая востребованность полимерных материалов определяется их вы-

сокими эксплуатационными качествами в различных температурно-силовых условиях, прочностью, часто соизмеримой с прочностью сталей, долговечностью, технологичностью в обработке и переработке, а также возможностью получения их химическим путем с любыми заданными свойствами, варьируя свойства в широких пределах и создавая множество различных модификаций [1, 2].

Одно из достойных мест в ряду полимерных конструкционных материалов занимают фторопласт и композиции на его основе. В современном мире применение фторопласта превосходит в самых различных областях, начиная от масштабных технических проектов, где этот уникальный полимер используется в качестве конструкционного материала для деталей машин и механизмов, и заканчивая его применением в бытовых изделиях для напыления посуды, при этом исследования открывают все новые возможности фторопласта и расширяют сферы его применения. Фторопласт является очень перспективным и востребованным материалом, и наибольшую значимость он приобретает в машиностроении для производства различных деталей машиностроительных механизмов – прокладок, уплотнителей, сальников, манжет, опор скольжения и др. [3]. Мяг-

кость и текучесть фторопласта увеличивает срок службы деталей и узлов механизмов, подвергающихся трению. Он является отличным антифрикционным материалом и обладает очень низким коэффициентом трения (порядка 0,04), сопоставимым при взаимодействии между металлом и фторопластовыми деталями с трением в подшипниках при наличии смазки. Широкое применение фторопласт имеет в качестве уплотнительного материала, предназначенного для эксплуатации в агрессивных средах, в гидравлических и пневматических системах, для герметизации подвижных элементов или конструкций под давлением. По герметичности фторопласт не уступает резине, а по долговечности значительно превосходит ее. Фторопластовые уплотнения в виде колец, фланцев, манжет широко используются в сантехнических устройствах, системах водоснабжения и отопления, в клапанах, насосах, компрессорах нефтепроводов и газопроводов, в топливных системах автомобилей и т.д. и являются одними из лучших уплотнителей, которые могут быть использованы в самых разнообразных конструкциях и отраслях.

Уплотнения из фторопласта в большинстве случаев изготавливаются методами механической обработки, и в настоящее время существует несколько технологий изготовления защитных фторопластовых колец, одна из которых заключается в протягивании полимерной ленточной заготовки между вращающимися роликами, пластическом изгибе и закручивании ленты на приводной ролик-калибр с последующим отрезанием полосы после получения кольца требуемого диаметра [4]. Данная технология позволяет существенно повысить производительность за счет автоматизации полного цикла изготовления разрезного кольца и непрерывности процесса, минимизировать отходы, снизить трудоемкость и энергоемкость производства.

Целью работы является разработка методики расчета инструментов рабочего узла установки для получения колец требуемого диаметра с учетом физико-механических свойств фторопласта.

Согласно технологии [4], процесс осуществляется на устройстве путем принуди-

тельной подачи ленточной заготовки между двумя роликами, один из которых выполняет роль формообразующего элемента, а другой является прижимным, и последующей операции отделения готового кольца отрезанием ленты с помощью отрезного механизма (рис. 1). Механизм подачи включает в себя ведущий 1 и ведомый 2 ролики, связанные с силовым приводом, задающим элементам вращательное движение во встречном направлении и обеспечивающим равную линейную скорость роликов в зоне контакта. Ролик 2 для лучшего сцепления и предотвращения проскальзывания выполнен с упругой поверхностью, обеспечивающей также прижатие ленты 4, подаваемой в зазор. Для придания заготовке формы кольца осуществляют ее прижим роликом 2 приложением постоянного усилия и протягивание ленты по окружной поверхности формообразующего ролика 1, являющегося оправкой, на которой происходят изгиб и формирование кольцевой формы. Направляющим движущейся ленты является прижим 5, который обеспечивает ее загибание и движение к отрезному устройству, состоящему из ведущего ролика 1 механизма подачи и ведомого ролика-калибра 3 с жестко закрепленным резцом на его торцевой поверхности.

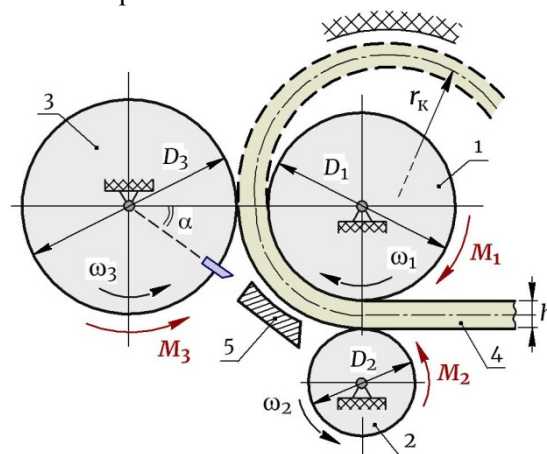


Рис. 1. Схема устройства для получения колец

Fig. 1. Diagram of the device for obtaining rings

При разработке данной технологии самым сложным вопросом является проектирование рабочего инструмента, его размеров и геометрии, а также кинематических параметров

устройства и механизма привода, обеспечивающих получение фторопластовых колец требуемой точности. При данной схеме деформирования имеет место чистый изгиб, при котором в заготовке возникают области растяжения и сжатия, и принимая для фторопласта механическую модель поведения как твердого деформируемого тела [5] с возможностью возникновения упругих и остаточных деформаций, при расчете инструмента и процесса в целом следует принимать во внимание возникновение пружинения после разгрузки и его влияние на конечные размеры готового кольца.

Силовой и геометрический расчет

Фторопласт и его композиции имеют разные механические свойства при растяжении и сжатии, и хотя пределы текучести при этих деформациях у фторопласта примерно одинаковы ($\sigma_{т(раст)} \approx \sigma_{т(сж)} = \sigma_t$), жесткость при сжатии значительно выше. При растяжении фторопласт является более упругим и обладает большей способностью к восстановлению размеров и формы, которое в основном происходит за счет высокоэластических деформаций и носит релаксационный характер. При сжатии фторопласт в большей степени является жестко-пластичным и, обладая свойством хладотекучести, способен при нагружении практически полностью деформироваться необратимо, без восстановления размеров даже с течением времени, хотя некоторая доля упругих деформаций возникает и при сжатии.

Как известно из теории изгиба, при достижении изгибающим моментом определенной величины первоначально текучесть начинается на краю сечения, а затем зона остаточных деформаций расширяется, смещаясь к нейтральному слою [6]. Но даже при самой большой силовой нагрузке здесь всегда сохраняется некоторая упругая область, где присутствуют только упругие деформации, стремящиеся «распрямить» изогнутую деталь после разгрузки, создавая эффект пружинения. Наличие упругого ядра в области нейтрального слоя было доказано в работах [7, 8], там же приведен расчет его ширины. Эта упругая зона лежит по обе стороны от нейтрального слоя, но

большая часть ее ширины расположена в области растяжения вследствие различия свойств фторопласта при растяжении и сжатии.

Напряженное состояние при изгибе в цилиндрической системе координат характеризуется тремя главными напряжениями: тангенциальным напряжением σ_θ , действующим в окружном направлении; радиальным напряжением σ_r , действующим в радиальном направлении и возникающим вследствие нажатия продольных слоев заготовки друг на друга; аксиальным напряжением σ_z , действующим вдоль ширины заготовки (перпендикулярно чертежу). Как известно из теории листовой штамповки [9], указанные напряжения определяются путем совместного решения уравнения равновесия и условия пластичности и имеют знаки: σ_θ в растянутой части заготовки растягивающие, в сжатой – сжимающие, а радиальные напряжения σ_r как в растянутой, так и в сжатой частях являются сжимающими (рис. 2):

– для области растяжения:

$$\sigma_r = -\sigma_t \ln \frac{r_{нар}}{\rho}; \quad \sigma_\theta = \sigma_t \left(1 - \ln \frac{r_{нар}}{\rho} \right); \quad (1)$$

– для области сжатия:

$$\sigma_r = -\sigma_t \ln \frac{\rho}{r_{вн}}; \quad \sigma_\theta = -\sigma_t \left(1 + \ln \frac{\rho}{r_{вн}} \right), \quad (2)$$

где $r_{нар}$ и $r_{вн}$ – радиусы наружных и внутренних волокон изгибаемой детали; ρ – радиус произвольной элементарной площадки шириной dr (рис. 2).

При гибке полосы также возникают аксиальные напряжения σ_z , которые учитываются только при изгибе широкой полосы, а при изгибе узкой полосы (гибке на ребро) они бесконечно малы по сравнению с напряжением текучести, поэтому ими можно пренебречь и напряженное состояние принимать как плоское.

Анализ формул (1) и (2) показывает, что напряжения σ_r на краю сечения равны нулю и возрастают по мере удаления от поверхности в толщину заготовки. На некоторой поверхности с радиусом ρ_n напряжения σ_r для зон растяжения и сжатия становятся равными,

а окружные напряжения σ_Θ меняют знак. Эту поверхность, отделяющую зону растяжения от зоны сжатия, называют нейтральной поверхностью напряжений, а значение радиуса этой поверхности ρ_n , приравняв σ_r для зон растяжения и сжатия при $\rho = \rho_n$ в формулах (1) и (2), получают равным [10]

$$\rho_n = \sqrt{r_{\text{нар}} r_{\text{вн}}} \quad (3)$$

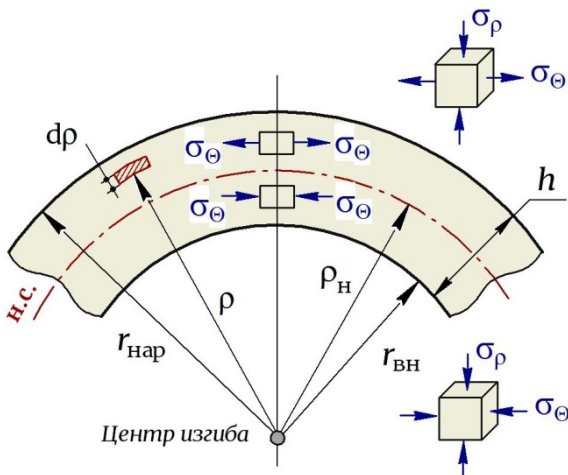


Рис. 2. Напряженное состояние при гнутье

Fig. 2. Stress state during bending

Подставив значение $\rho = \rho_n$ (3) в формулы (1) и (2), радиальные напряжения на нейтральной поверхности напряжений будут равны $\sigma_r^{\text{max}} = -\sigma_T \ln \sqrt{1 + \frac{h}{r_{\text{вн}}}}$, откуда видно, что при $\frac{r_{\text{вн}}}{h} > 5$ напряжения $\sigma_r^{\text{max}} < 0,1\sigma_T$, поэтому влиянием σ_r на условия деформирования пренебрегают, рассматривая напряженное состояние как линейное, а нейтральный слой (нейтральную поверхность напряжений) считают совпадающим с срединной поверхностью заготовки, т.е. $\rho_n = r_{\text{вн}} + 0,5h$ [10].

Принимая эти допущения, рассмотрим предельный случай (как желаемый), когда при изгибе ленты все сечение – и в области растяжения, и в области сжатия – полностью охвачено пластическими деформациями, а действующие здесь напряжения σ_Θ постоянны и равны пределу текучести σ_T . Этот случай является гипотетическим и в реальности существовать не может, хотя в некоторых технологических рас-

четах, где бесконечно узкой упругой областью пренебрегают, он принимается как реальный и рассматривается для оценки несущей способности элементов и конструкции в целом.

Определим изгибающий момент, который создает максимально возможный необратимый изгиб ленточной заготовки с возникновением в ней остаточных деформаций, обеспечивающих требуемую форму готового кольца. Разбиваем сечение на зоны растяжения и сжатия, в каждой из них изгибающий момент определяем как сумму моментов тангенциальных сил σ_Θ относительно центра изгиба (рис. 2), учитывая, что в указанных зонах эти силы имеют противоположное направление, и принимая, что $\sigma_{\Theta(\text{раст})}$ и $\sigma_{\Theta(\text{сж})}$ постоянны по высоте сечения и равны пределу текучести σ_T , определяем в сечении полный изгибающий момент $M_{\text{полн}}$:

$$\begin{aligned} M_{\text{раст}} &= \int_{\rho_n}^{r_{\text{нар}}} b \sigma_{\Theta(\text{раст})} \rho d\rho = \frac{b \sigma_T}{2} (r_{\text{нар}}^2 - \rho_n^2) = \\ &= \frac{b \sigma_T}{2} (r_{\text{нар}} - \rho_n)(r_{\text{нар}} + \rho_n) = \\ &= \frac{b \sigma_T}{2} \cdot \frac{h}{2} (r_{\text{нар}} + \rho_n) = \frac{bh \sigma_T}{4} (r_{\text{нар}} + \rho_n); \\ M_{\text{сж}} &= - \int_{r_{\text{вн}}}^{\rho_n} b \sigma_{\Theta(\text{сж})} \rho d\rho = - \frac{b \sigma_T}{2} (\rho_n^2 - r_{\text{вн}}^2) = \\ &= - \frac{b \sigma_T}{2} (\rho_n - r_{\text{вн}})(\rho_n + r_{\text{вн}}) = \\ &= - \frac{b \sigma_T}{2} \cdot \frac{h}{2} (\rho_n + r_{\text{вн}}) = - \frac{bh \sigma_T}{4} (\rho_n + r_{\text{вн}}); \\ M_{\text{полн}} &= M_{\text{раст}} + M_{\text{сж}} = \frac{bh \sigma_T}{4} (r_{\text{нар}} + \rho_n) - \\ &- \frac{bh \sigma_T}{4} (\rho_n + r_{\text{вн}}) = \frac{bh^2 \sigma_T}{4}, \end{aligned} \quad (4)$$

где $r_{\text{нар}}$ и $r_{\text{вн}}$ – радиусы кривизны наружных и внутренних волокон; ρ_n – радиус кривизны нейтрального слоя; b и h – ширина и высота сечения.

Из формулы (4) видно, что момент, необходимый для пластического изгиба, не изменяется в процессе деформирования по мере увеличения кривизны заготовки, начиная от значений, при которых упругая зона в области

нейтрального слоя пренебрежительно мала. Этот предельный момент не зависит от нагрузки, а определяется размерами сечения и является свойством материала.

Однако согласно закону наличия упругой деформации при пластическом формоизменении всякая пластическая деформация, пока элемент находится под нагрузкой, обязательно сопровождается упругой деформацией, поэтому полная кривизна изогнутой полосы определяется наличием этих составляющих и равна:

$$\frac{1}{\rho_{\text{полн}}} = \frac{1}{\rho_{\text{упр}}} + \frac{1}{\rho_{\text{ост}}}, \quad (5)$$

где согласно закону разгрузки и с учетом того, что фторопласт является разномодульным материалом, у которого $E_{\text{раст}} \neq E_{\text{сж}}$, упругая составляющая кривизны, созданная моментом $M_{\text{полн}}$ (4), определяется как [8]

$$\frac{1}{\rho_{\text{упр}}} = \frac{2M_{\text{полн}}}{(E_{\text{раст}} + E_{\text{сж}})I}, \quad (6)$$

где $I = bh^3/12$ – момент инерции сечения относительно нейтральной оси.

После снятия нагрузки упругие деформации исчезают. Волокна, находящиеся в зоне тангенциального растяжения, укорачиваются, а в зоне сжатия – удлиняются. Разные знаки напряжений и деформаций по толщине заготовки приводят при разгрузке к тому, что сечения, перпендикулярные к срединной поверхности, поворачиваются, изменяя угловые размеры и кривизну нейтрального слоя. Это явление называется пружинением, и в результате остаточный радиус кривизны $\rho_{\text{ост}}$ на основании значений (5) и (6) с учетом момента (4) получается равным

$$\begin{aligned} \frac{1}{\rho_{\text{ост}}} &= \frac{1}{\rho_{\text{полн}}} - \frac{1}{\rho_{\text{упр}}} = \frac{1}{\rho_{\text{полн}}} - \frac{2M_{\text{полн}}}{(E_{\text{раст}} + E_{\text{сж}})I} = \\ &= \frac{1}{\rho_{\text{полн}}} - \frac{bh^2\sigma_{\text{т}}}{2(E_{\text{раст}} + E_{\text{сж}})I}, \end{aligned}$$

откуда
$$\rho_{\text{ост}} = \frac{\rho_{\text{полн}}}{1 - \frac{\rho_{\text{полн}}bh^2\sigma_{\text{т}}}{2(E_{\text{раст}} + E_{\text{сж}})I}}. \quad (7)$$

Принимая для данной схемы нагружения (рис. 1) полный радиус кривизны, обуслов-

ленный геометрией инструмента, как $\rho_{\text{полн}} = R_1 + h/2 = (D_1 + h)/2$, где D_1 – диаметр ведущего ролика 1, а значение $\rho_{\text{ост}} = d_{\text{к}}/2$, где $d_{\text{к}}$ – диаметр готового кольца, выражение (7) может быть приведено к виду

$$\frac{d_{\text{к}}}{2} = \frac{(D_1 + h)/2}{1 - \frac{bh^2\sigma_{\text{т}}(D_1 + h)/2}{2(E_{\text{раст}} + E_{\text{сж}})I}},$$

откуда после несложных преобразований, учитывая значение $I = bh^3/12$, можно определить диаметр формообразующего ролика 1, на который осуществляется изгиб ленты и который после разгрузки должен обеспечить получение готового кольца требуемого диаметра:

$$D_1 = \frac{1}{\frac{1}{d_{\text{к}}} + \frac{3\sigma_{\text{т}}}{h(E_{\text{раст}} + E_{\text{сж}})}} - h. \quad (8)$$

Изгиб фторопластовой ленты осуществляется путем ее наматывания на оправку-ролик 1 на участке 1–2, равном четверти круга (рис. 3), где лента подвергается силовому воздействию, приводящему к возникновению в ней упругих и пластических деформаций. Далее при повороте ролика лента высвобождается и вследствие упругого пружинения происходит уменьшение кривизны полученной части изделия. Исходя из условия, что при разгрузке длина нейтрального слоя не изменяется, определим остаточный угол $\Phi_{\text{ост}}$ для части кольца, подвергшейся изгибу:

$$\rho_{\text{полн}}\Phi_0 = \rho_{\text{ост}}\Phi_{\text{ост}}, \quad (9)$$

откуда с учетом значений (7), $\rho_{\text{полн}} = (D_1 + h)/2$ и $I = bh^3/12$, получаем:

$$\begin{aligned} \Phi_{\text{ост}} &= \frac{\rho_{\text{полн}}}{\rho_{\text{ост}}}\Phi_0 = \frac{\rho_{\text{полн}}\Phi_0}{\rho_{\text{полн}} / \left[1 - \frac{\rho_{\text{полн}}bh^2\sigma_{\text{т}}}{2(E_{\text{раст}} + E_{\text{сж}})I} \right]} = \\ &= \left[1 - \frac{c(D_1 + h)}{h} \right] \cdot \Phi_0, \end{aligned} \quad (10)$$

где
$$c = \frac{3\sigma_{\text{т}}}{E_{\text{раст}} + E_{\text{сж}}} \quad (11)$$

механический коэффициент; $\Phi_0 = \pi/2$ – угол изгиба на ролике 1.

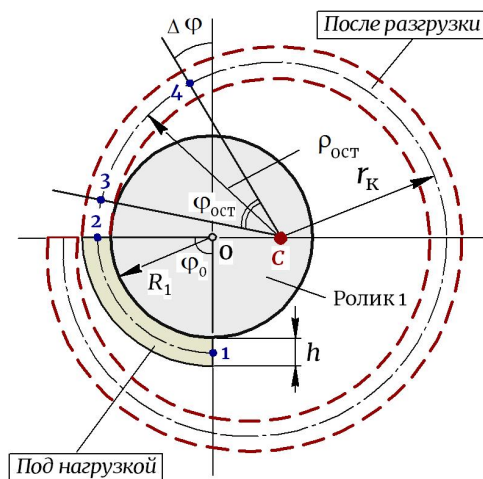


Рис. 3. Зона деформации ленточной заготовки

Fig. 3. Deformation zone of the strip blank

Тогда угол пружинения с учетом значения угла (10) определится как

$$\Delta\varphi = \varphi_0 - \varphi_{\text{ост}} = \frac{c(D_1 + h)}{h} \cdot \frac{\pi}{2}. \quad (12)$$

Формулу (12) можно представить в виде

$$\Delta\varphi = c\pi \left(\frac{R_1}{h} + 0,5 \right),$$

откуда, согласно значению коэффициента (11), видно, что угол пружинения зависит от отношения

$\frac{\sigma_{\text{т}}}{E_{\text{раст}} + E_{\text{сж}}}$, а также от отношения радиуса

гибкости к толщине ленты $\frac{R_1}{h}$. Чем выше

эти величины, тем большим будет угол пружинения. Величину пружинения необходимо учитывать при разработке технологии и проектировании формообразующего инструмента.

Кроме того, при выполнении проекторочных расчетов следует также учитывать особенности деформационного поведения фторопласта, в котором помимо классической упругой (гуковской) деформации возникает высокоэластическая деформация, которая тоже является обратимой, но имеет релаксационный характер [1, 5] и при разгрузке исчезает не мгновенно, а со временем. Эта деформация имеет величину, значительно больше гуковской, а значит, при ее исчезновении вследствие высокоэластического пружинения длина ленты за пределами зоны де-

формации может существенно уменьшиться, в результате чего точки наружной поверхности не опишут полный круг и не обеспечат получения полного замкнутого кольца.

При выходе из зоны нагружения лента не сразу принимает радиус готового кольца. Освободившаяся от нагрузки, но еще не полностью освободившаяся от упругих деформаций, она выходит на конечный диаметр постепенно, определяя положение центра кольца «С» относительно центра ролика 1. В результате на участке полосы между точками 2 и 3 образуется область неустановившейся деформации (рис. 3), в которой кривизна движущейся ленты изменяется, а изменяющиеся радиус и угол, определяющие длину дуги, связаны между собой функционально ($\rho = f(\varphi)$). Так как характер изменения кривизны ленты на участке 2–3 неизвестен и математический вид этой функции является сложной задачей, определить точную длину дуги на этом участке не представляется возможным. Однако учитывая, что фторопласт при растяжении проявляет высокие упругие свойства и имеет высокую степень пружинения после разгрузки, достаточно быстро сбрасывая упругие составляющие полной деформации, длина зоны неустановившейся деформации 2–3 весьма незначительна и ее в расчетах можно не рассматривать, а отсчет формирующегося кольца производить от точки 3, принимая ее за начальную точку изделия, где радиус кольца $\rho_{\text{ост}}$ принимает конечное значение. Далее, за пределами этой точки кривизна ленты не изменяется, и она формируется в кольцо постоянного диаметра. Но поскольку при изгибе и в зоне нагружения (участок 1–2), и в зоне разгрузки (участок 3–4) длина нейтрального слоя не изменяется, увеличение радиуса приводит к уменьшению угла, который и определяется на основании равенства (9) и полученной из него формулы (10).

Определим геометрию и скорость вращения ролика-калибра 3. Как только лента выходит из зоны деформации (рис. 4), радиус ее кривизны увеличивается, и при дальнейшем продвижении она приобретает форму кольца конечного диаметра d_k .

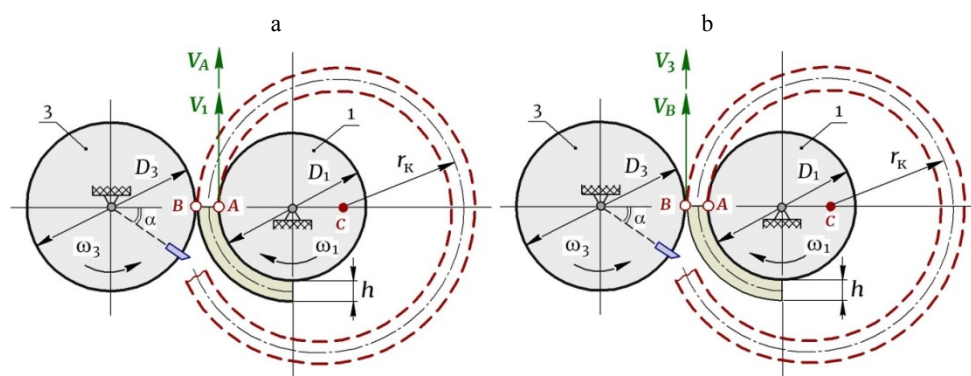


Рис. 4. Кинематический и геометрический расчет ролика-калибра 3

Fig. 4. Kinematic and geometric calculation of the caliber roller 3

Рассмотрим фрикционную пару «ролик 1 – лента» (рис. 4а), в которой ролик 1 является ведущим элементом, а лента – ведомым. Во фрикционных передачах в результате упругого деформирования соприкасающихся деталей линия контакта превращается в контактную площадку, в которой только в точках, расположенных на одной из линий этой площадки, наблюдается равенство скоростей, а в других точках скорости неодинаковы, вследствие чего возникает явление проскальзывания. По этой причине скорость ведомого элемента всегда меньше скорости ведущего и для рассматриваемой фрикционной пары равна:

$$\boxed{V_A < V_1} \rightarrow V_A = V_1(1 - \xi_1), \quad (13)$$

где V_1 – окружная скорость ведущего ролика 1; V_A – окружная скорость точки, «А», лежащей на внутренней поверхности кольца; ξ_1 коэффициент скольжения, принимаемый равным $\xi_1 = 0,002-0,050$ в зависимости от материала фрикционной пары.

Рассмотрим фрикционную пару «лента – ролик 3» (рис. 4б), в которой ведущим элементом является лента, а ведомым – ролик 3. Вследствие проскальзывания здесь также скорость ведомого элемента меньше скорости ведущего и для рассматриваемой фрикционной пары равна

$$\boxed{V_3 < V_B} \rightarrow V_3 = V_B(1 - \xi_2), \quad (14)$$

где V_3 – окружная скорость ведущего ролика-калибра 3; V_B – окружная скорость точки «В»,

лежащей на наружной поверхности кольца; ξ_2 – коэффициент скольжения для данной фрикционной пары.

Значения окружных скоростей точек «А» (13) и «В» (14) фторопластового кольца указаны для зоны деформации (рис. 4), когда лента находится между роликами 1 и 3 и где внутренний и наружный радиусы кольца соответственно имеют значения: $r_A = D_1/2$ и $r_B = D_1/2 + h$. Но окружная скорость точек элементов фрикционной пары изменяется пропорционально расстоянию этих точек от центра вращения, поэтому в зоне деформации изменение окружной скорости по толщине ленты равно

$$V_B = V_A \frac{r_B}{r_A} = V_A \frac{D_1/2 + h}{D_1/2} = V_A \frac{D_1 + 2h}{D_1}. \quad (15)$$

Подставляя в выражение (15) значения скоростей точек ленты на внутренней (13) и наружной (14) поверхностях кольца, определяем окружную скорость для обрезаемого ролика 3

$$V_3 = V_1 \frac{D_1 + 2h}{D_1} (1 - \xi_1)(1 - \xi_2), \quad (16)$$

где в случае, если $\xi_1 = \xi_2 = \xi$, скорость (16) может быть определена как

$$V_3 = V_1 \frac{D_1 + 2h}{D_1} (1 - \xi)^2. \quad (17)$$

Так как скорости роликов 1 и 3 соответственно равны:

$$V_1 = \omega_1 \frac{D_1}{2}; \quad V_3 = \omega_3 \frac{D_3}{2},$$

подставляем эти значения в выражение (17) и после преобразования получаем расчетное значение диаметра ролика-калибра 3

$$D_3 = (D_1 + 2h) \cdot \frac{\omega_1}{\omega_3} (1 - \xi)^2. \quad (18)$$

Движение ленты является равномерным и точки ее наружной поверхности имеют одинаковую окружную скорость, задаваемую роликом 1 и равную V_B в зоне деформации (рис. 4b), а значит, исходя из соотношения между линейной и угловой скоростями $V = \omega R$, следует, что поскольку при выходе из зоны деформации радиус кривизны ленты увеличивается, значит, при сохранившейся окружной скорости угловая скорость точек должна уменьшиться.

В зоне деформации движение ленты происходит с угловой скоростью, равной угловой скорости ω_1 ведущего ролика 1, определяемой как

$$\omega_1 = \frac{\varphi_0}{t}, \quad (19)$$

где $\varphi_0 = \pi/2$ – угол гибки на ролике 1.

При выходе из зоны деформации точки ленты после исчезновения упругих деформаций за это же время получают перемещение на угол $\varphi_{\text{ост}}$ (10) и имеют угловую скорость

$$\omega_{\text{ост}} = \frac{\varphi_{\text{ост}}}{t}. \quad (20)$$

Исходя из этого на основании значений (19) и (20) получаем соотношение

$$\frac{\varphi_0}{\omega_1} = \frac{\varphi_{\text{ост}}}{\omega_{\text{ост}}}, \quad (21)$$

откуда с учетом формулы $\varphi_{\text{ост}}$ (10) определяем угловую скорость точек ленты за пределами зоны деформации:

$$\omega_{\text{ост}} = \omega_1 \left(1 - c \frac{D_1 + h}{h} \right). \quad (22)$$

Формула (22) подтверждает, что поскольку величина в скобках меньше 1, угловая скорость точек ленты за пределами деформации меньше скорости в зоне изгиба.

Время, за которое происходит угловое перемещение точек на угол $\varphi_{\text{ост}}$, на основании (20) равно t , но чтобы точки наружной поверхности ленты прошли полный круг, равный 2π , для этого необходимо время в $(2\pi/\varphi_{\text{ост}})$ раз большее и с учетом значения (10) и $\varphi_0 = \pi/2$ равно:

$$t_{\text{полн}} = \frac{4t}{1 - c \frac{D_1 + h}{h}}. \quad (23)$$

За это же время точки поверхности ролика-калибра 3 также должны сделать полный оборот и повернуться на угол 2π , исходя из чего угловая скорость ролика с учетом значений (19) и (23) может быть определена как

$$\begin{aligned} \omega_3 &= \frac{2\pi}{t_{\text{полн}}} = \frac{2\pi \left(1 - c \frac{D_1 + h}{h} \right)}{4t} = \\ &= \frac{\pi/2}{t} \left(1 - c \frac{D_1 + h}{h} \right) = \omega_1 \left(1 - c \frac{D_1 + h}{h} \right). \end{aligned} \quad (24)$$

Сравнение значений (22) и (24) показывает, что угловые скорости точек наружной поверхности фторопластовой полосы и точек ролика-калибра 3 одинаковы, а значит, при прохождении полного круга, что соответствует изготовлению одного кольца, диаметр ролика 3 должен быть равен наружному диаметру готового кольца: $D_3 = d_{\text{нар}}$. Однако скорость вращения ролика-калибра 3, согласно значению (14), определяется скоростью движения деформируемой ленты, поэтому если в формулу (18) подставить значение (24), то с учетом диаметра D_1 (8) и величины $d_k = d_{\text{нар}} - h$ после преобразования получаем

$$\begin{aligned} D_3 &= \frac{D_1 + 2h}{1 - c \frac{D_1 + h}{h}} (1 - \xi)^2 = \\ &= [d_{\text{нар}} + c(d_{\text{нар}} - h)] (1 - \xi)^2, \end{aligned} \quad (25)$$

откуда видно, что при отсутствии проскальзывания ($\xi = 0$) $D_3 > d_{\text{нар}}$. Такое допущение является правомерным, поскольку для фрикционной пары фторопласт-ролик 3, учитывая, что последний имеет подготовленную рифленую поверхность и свободно вращается на своей оси, $\xi = 0,005$.

Формула (25) для проектирования диаметра режущего ролика-калибра достаточно точно согласуется с результатами экспериментальных исследований, проведенных для фторопластовых колец с сечением $b \times h = 6 \times 1,5$ мм из фторопласта модификации Ф4К20, имеющего, согласно литературе, механические свойства: $E_{\text{раст}} = 1500$ МПа, $E_{\text{сж}} = 805$ МПа, $\sigma_{\text{т}} = 11,8$ МПа, для которых механический коэффициент (11) соответственно равен $\approx 0,015$.

Результаты исследований и расчетов представлены в табл. 1.

Таблица 1

Кольцо $d_{\text{нар}}$, мм	40	50	65	70
Диаметр ролика-калибра D_3 , мм (экспериментальное значение)	40,4	50,8	66,2	71,4
Диаметр ролика-калибра D_3 , мм (расчетное значение)	40,6	50,7	65,9	71,0

ВЫВОД

Предложенная методика расчета кинематических и геометрических параметров инструментов рабочего узла установки для получения колец из фторопластовой ленточной заготовки по технологии [4] является вполне достоверной, достаточно точно согласующейся с результатами экспериментальных исследований и может быть использована при разработке технологического процесса и проектировании элементов оборудования для изготовления фторопластовых уплотнительных колец требуемой точности в широком диапазоне размеров.

ЛИТЕРАТУРА

1. Каргин, В. А. Структура и механические свойства полимеров / В. А. Каргин. М.: Наука, 1979. 449 с.
2. Тугов, И. И. Химия и физика полимеров / И. И. Тугов, Г. И. Кострыкина. М.: Химия, 2009. 432 с.
3. Горяинова, А. В. Фторопласты в машиностроении / А. В. Горяинова, Г. К. Божков, М. С. Тихонова. М.: Машиностроение, 1971. 232 с.
4. Вершина, Г. А. Способ изготовления разрезного кольца из полимерного материала и устройство для его осуществления: пат. ВУ 14191 / Г. А. Вершина, А. Ю. Пилатов. Оpubл. 30.04.2011.
5. Вершина, Г. А. Анализ деформационного поведения фторопласта-4 в условиях силового воздействия / Г. А. Вершина, Л. Е. Реут // Весці НАН Беларусі. Сер. физ.-техн. наук. 2016. № 4. С. 23–30.
6. Сопротивление материалов с основами теории упругости и пластичности / Г. С. Варданян [и др.]. М.: МГСУ, 1995. 568 с.

7. Вершина, Г. А. Упругопластический изгиб фторопластовой ленты при сворачивании в кольцо / Г. А. Вершина, Л. Е. Реут // Весці НАН Беларусі. Сер. физ.-техн. наук. 2017. № 2. С. 40–48.
8. Вершина, Г. А. Влияние упругого ядра на размеры кольцевого изделия при изгибе фторопластовой ленты / Г. А. Вершина, Л. Е. Реут // Наука и техника. 2019. Т. 18, № 1. С. 21–31. <https://doi.org/10.21122/2227-1031-2019-18-1-21-31>.
9. Лысов, М. Н. Теория и расчет процессов изготовления деталей методами гибки / М. Н. Лысов. М.: Машиностроение, 1988. 236 с.
10. Сторожев, М. В. Теория обработки металлов давлением / М. В. Сторожев, Е. А. Попов. М.: Машиностроение, 1977. 422 с.

Поступила 14.08.2024

Подписана в печать 15.10.2024

Опубликована онлайн 29.11.2024

REFERENCES

1. Kargin V. A. (1979) *Structure and Mechanical Properties of Polymers*. Moscow, Nauka Publ. 449 (in Russian).
2. Tugov I. I., Kostyrykina G. I. (2009) *Chemistry and Physics of Polymers*. Moscow, Khimiya Publ. 432 (in Russian).
3. Goryainova A. V., Bozhkov G. K., Tikhonova M. S. (1971) *Fluoroplastics in Mechanical Engineering*. Moscow, Mashinostroenie Publ. 232 (in Russian).
4. Vershina G. A., Pilatov A. Yu. (2011) *Way of Manufacturing a Cutting Ring from a Polymeric Material and the Device for its Realization*. Patent of the Republic of Belarus no. BY 14191 (in Russian).
5. Vershina G. A., Reut L. E. (2016) The Analysis of Deformation Behaviour of Fluoroplastic-4 in the Conditions of Power Influence. *Vestsi Natsyyanal'nai akademii navuk Belarusi. Seryya fizika-tekhnichnykh navuk = Proceedings of the National Academy of Sciences of Belarus. Physical-technical series*, (4), 23–30 (in Russian).
6. Vardanyan G. S., Andreev V. I., Atarov N. M., Gorshkov A. A. (1995) *Strength of Materials with the Basics of the theory of Elasticity and Plasticity*. Moscow, Moscow University of Civil Engineering. 568 (in Russian).
7. Vershina G. A., Reut L. E. (2017) An Elasto-Plastic Bend of a Ftoroplastic Tape when Turning in a Ring. *Vestsi Natsyyanal'nai akademii navuk Belarusi. Seryya fizika-tekhnichnykh navuk = Proceedings of the National Academy of Sciences of Belarus. Physical-technical series*, 18 (2), 40–48 (in Russian).
8. Vershina G. A., Reut L. E. (2019) Influence of Elastic Core on Size of Ring Product under Bending of Fluoroplastic Band. *Nauka i Tennika = Science & Technique*, 18 (1), 21–31 (in Russian). <https://doi.org/10.21122/2227-1031-2019-18-1-21-31>.
9. Lysov M. N. (1988) *Theory and Calculation of Manufacturing Processes of Parts by Bending Methods*. Moscow, Mashinostroenie Publ. 236 (in Russian).
10. Storozhev M. V., Popov E. A. (1977) *Theory of Metal Forming*. Moscow, Mashinostroenie Publ. 422 (in Russian).

Received: 14.08.2024

Accepted: 15.10.2024

Published online: 29.11.2024

<https://doi.org/10.21122/2227-1031-2024-23-6-461-472>

УДК 621.91.01/621.914.22

Кинематические и геометрические особенности скоростной обработки сложнопрофильных поверхностей деталей вращающимися инструментами на станках с ЧПУ

Докт. техн. наук, проф. Н. Н. Попок¹⁾, инж. В. С. Анисимов¹⁾

¹⁾Полоцкий государственный университет имени Евфросинии Полоцкой
(Новополоцк, Республика Беларусь)

Реферат. Целью работы является повышение производительности обработки сложнопрофильных поверхностей деталей. Для достижения цели решаются задачи исследования кинематических и геометрических особенностей применения вращающихся режущих инструментов, обеспечивающих обработку цилиндрических, конических, сферических и плоских поверхностей детали на одном рабочем месте за один-два установа. Используются аналитические методы исследований, позволившие получить формулы для расчета линейной скорости обработки при врезании инструмента в заготовку, в зоне резания и на выходе инструмента из заготовки, определить изменения величин угла наклона режущей кромки инструмента в инструментальной, статической и кинематической системах координат. Рассмотрены схемы обработки поверхностей детали на станке с ЧПУ путем интерполяции траектории резания прямолинейными перемещениями режущей кромки. Произведена оценка влияния дискретности перемещений режущей кромки на качество получаемой поверхности детали при рекомендуемых значениях режима резания. Результаты исследований могут быть использованы при разработке управляющих программ станков с ЧПУ путем выбора рациональной схемы обработки с касательным движением режущей кромки и корректировки значений линейной скорости при врезании, в процессе резания и выходе режущей кромки из заготовки, что обеспечивает повышение производительности обработки.

Ключевые слова: сложнопрофильная поверхность, зенкер, концевая фреза, кинематическая схема резания, скорость резания, угол наклона режущей кромки, станок с ЧПУ, интерполяция

Для цитирования: Попок, Н. Н. Кинематические и геометрические особенности скоростной обработки сложнопрофильных поверхностей деталей вращающимися инструментами на станках с ЧПУ / Н. Н. Попок, В. С. Анисимов // *Наука и техника*. 2024. Т. 23, № 6. С. 461–472. <https://doi.org/10.21122/2227-1031-2024-23-6-461-472>

Kinematic and Geometric Features of High-Speed Machining of Complex Surfaces of Parts with Rotating Tools on CNC Machines

N. N. Popok¹⁾, V. S. Anisimov¹⁾

¹⁾Euphrosyne Polotskaya State University of Polotsk (Novopolotsk, Republic of Belarus)

Abstract. The purpose of the work is to increase the productivity of machining complex-profile surfaces of parts. To achieve this goal, the tasks of studying the kinematic and geometric features of the use of rotating cutting tools are solved, providing processing of cylindrical, conical, spherical and flat surfaces of a part at one workplace in one or two installations. Analytical research

Адрес для переписки

Попок Николай Николаевич
Полоцкий государственный университет
имени Евфросинии Полоцкой
ул. Блохина, 29,
211440, г. Новополоцк, Республика Беларусь
Тел.: + 375 29 596-08-39
n.popok@psu.by

Address for correspondence

Popok Nikolay N.
Euphrosyne Polotskaya State University
of Polotsk
29, Blokhin str.,
211440, Novopolotsk, Republic of Belarus
Тел.: + 375 29 596-08-39
n.popok@psu.by

methods are used, which made it possible to obtain formulas for calculating the linear processing speed when the tool is embedded in the workpiece, in the cutting zone and at the tool exit from the workpiece, to determine changes in the inclination angle of the tool cutting edge in the instrumental, static and kinematic coordinate systems. Schemes for machining the surfaces of a part on a CNC machine by interpolating the cutting trajectory by rectilinear movements of the cutting edge are considered. The influence of the discreteness of the cutting edge movements on the quality of the resulting surface of the part at the recommended values of the cutting mode is estimated. The research results can be used in the development of control programs for CNC machines by selecting a rational machining scheme with tangential movement of the cutting edge and adjusting the values of linear velocity during embedding, during the cutting process and the exit of the cutting edge from the workpiece, which ensures an increase in machining productivity.

Keywords: complex profile surface, countersink, end mill, kinematic cutting scheme, cutting speed, angle of inclination of the cutting edge, CNC machine, interpolation

For citation: Popok N. N., Anisimov V. S. (2024) Kinematic and Geometric Features of High-Speed Machining of Complex Surfaces of Parts with Rotating Tools on CNC Machines. *Science and Technique*. 23 (6), 461–472. <https://doi.org/10.21122/2227-1031-2024-23-6-461-472> (in Russian)

Введение

В современной технике широко применяются детали, форма которых включает сочетание различных поверхностей – цилиндрических, конических, сферических, винтовых, плоских и криволинейных, например шаровые пальцы рычагов автомобилей, оси тяги ремизы, тройники запорной арматуры, корпуса с полостями, матрицы и пуансоны штампов, кулачки и эксцентрики механизмов автоматов и т. п. Механическую обработку такого сочетания поверхностей целесообразно производить за одну операцию, один-два установка заготовки в приспособлении и несколько переходов на станке с ЧПУ, что обеспечивает сокращение основного и вспомогательного времени и повышение производительности, точности и качества получения детали. При этом, как правило, реализуются сложные кинематические схемы и траектории резания, переменные величины линейных скоростей вращательных и поступательных движений режущего инструмента и заготовки. Повышение производительности обработки за счет увеличения значений скорости резания в этом случае приводит к снижению стойкости режущих инструментов и потребляемой мощности приводов станка. То есть требуется решение задачи по увеличению производительности обработки сложнопрофильных поверхностей деталей при одновременном обеспечении требуемых значений потребляемой мощности приводов станков с ЧПУ и стойкости режущих инструментов.

Одним из путей решения этой задачи является использование вращающихся инструмен-

тов – концевых фрез, ротационных резцов и т. п., обеспечивающих касательное движение крутонаклонных режущих кромок [1]. Тенденция по все более широкому применению таких типов инструментов прослеживается в ряде ведущих зарубежных фирм, таких, например, как Sandvik Coromant (Швеция), Seco (Япония), Hertel (Германия), Guhring (Германия), Iscar (Израиль), TaeguTec (Корея) и других, у которых отмечается повышение производительности и стойкости режущих инструментов в 3–6 раз [2]. При этом зачастую не обосновывается, за счет каких кинематических, физических и технологических особенностей обеспечиваются преимущества касательного движения резания и режущих инструментов с крутонаклонными кромками. Вместе с тем в ряде ранее проведенных отечественными учеными исследований явлений, характерных для сложных видов обработки резанием, например Г. И. Грановским [3], В. Ф. Бобровым [4], Е. Г. Коноваловым [5], П. И. Ящерицыным [6] и другими, эти преимущества доказаны, но в основном для традиционно используемых величин скоростей и мощностей приводов станков, возможностей реализации трех- и пятиосевой обработки на станках с ЧПУ, применения прогрессивных режущих инструментов, в том числе с износостойким покрытием и т. п. То есть в настоящее время актуальным является исследование кинематических и физических характеристик скоростных видов обработки сложнопрофильных поверхностей деталей на одном рабочем месте – станке с ЧПУ вращающимися режущими инструментами с касательным движением крутонаклонной режущей кромки.

Основная часть

Рассмотрим некоторые схемы обработки, реализующие касательные движения режущих кромок (рис. 1). При обработке цилиндрической или конической поверхностей деталей (рис. 1а) реализуется схема резания с главным вращательным движением резания D_r , сообщаемым инструменту 1, поступательным (вдоль оси главного вращательного движения) движением подачи D_{s1} , также сообщаемым инструменту, и круговым движением подачи D_{s2} , сообщаемым заготовке 2. По существу, реализуется схема осевой обработки (зенкерования), или плунжерного фрезерования. При этом за счет двух вращательных и поступательного движений, применения многолезвийного режущего инструмента обеспечивается касательное движе-

ние режущей кромки, увеличение его линейной скорости и, как следствие, повышение производительности и качества обработки.

При обработке неполных сферических поверхностей деталей (рис. 1б, с) реализуются схемы плунжерного фрезерования, при которых одно из движений подачи D_{s2} направлено под углом или перпендикулярно к оси главного вращательного движения D_r . Результирующая скорость резания равна скорости касательного движения. За счет высокой скорости вращательного движения D_r (порядка 10–20 м/с) и выбора соответствующих значений углов наклона режущей кромки в плане обеспечивается режим как резания, так и выглаживания сферической поверхности с параметрами шероховатости, сопоставимыми с параметрами шлифованной поверхности.

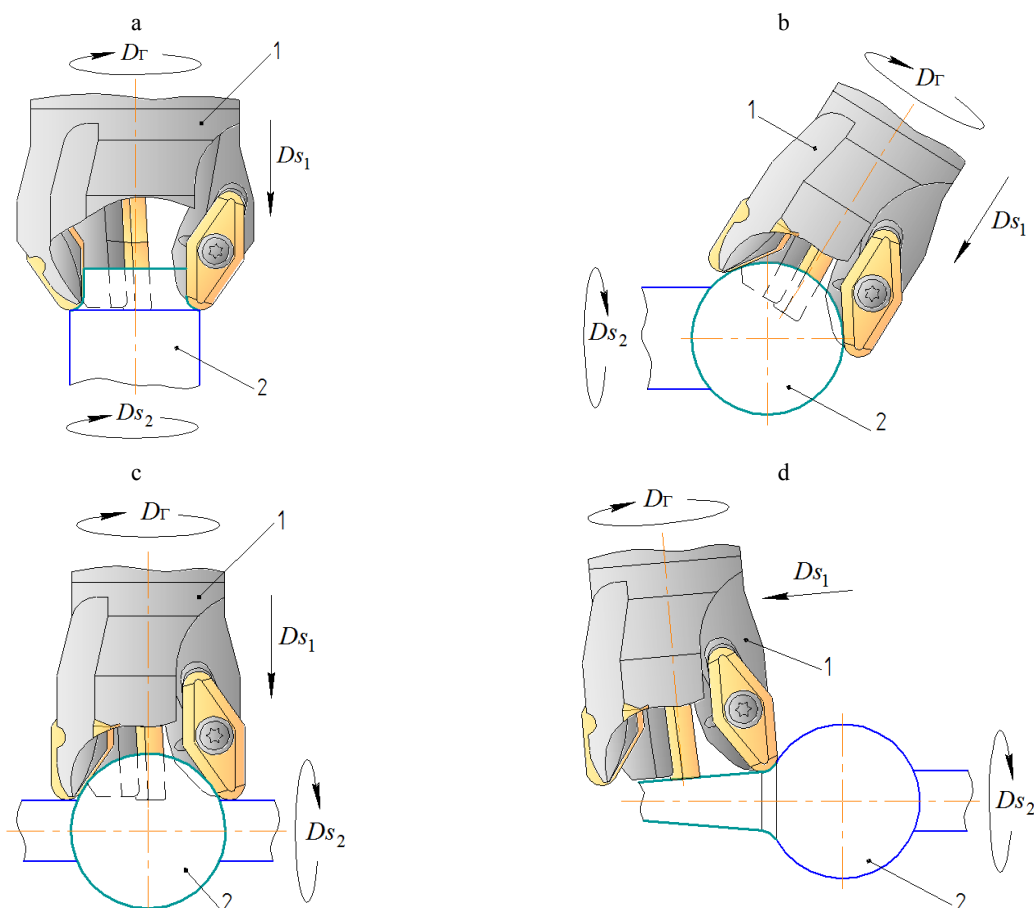


Рис. 1. Схемы обработки охватывающими фрезами (зенкерами) поверхностей:
а – цилиндрической; б, с – неполной сферической; д – конической

Fig. 1. Schemes for processing surfaces with covering cutters (countersinks):
а – cylindrical; б, с – incomplete spherical; д – conical

Выглаживание поверхности обеспечивается уменьшением значений углов в плане и заднего угла, которые могут принимать нулевые значения, и увеличением значений угла наклона режущей кромки лезвия, а также за счет существенного повышения скорости касательного движения [7]. Таким вращающимся инструментом (фрезой-зенкером) можно последовательно обрабатывать сферические, цилиндрические или конические поверхности детали по схемам, представленным на рис. 1d.

При обработке плоских поверхностей деталей, например уступов, полостей и т.п. (рис. 2a, b), реализуется схема резания с главным вращательным движением D_r и двумя поступательными движениями подачи D_{s1} и D_{s2} , обеспечивающими врезание фрезы по касательной к обрабатываемой поверхности или поверхности резания с линейной скоростью результирующего движения резания.

Реализация трехэлементных кинематических схем с движением резания по касательной к обрабатываемой поверхности представлена на рис. 3, отличающихся или двумя поступатель-

ными движениями подачи D_{s1} и D_{s2} (рис. 3a), или одним поступательным D_{s1} и одним вращательным D_{s2} (рис. 3b) движениями подачи. При этом формируются как плоская, так и цилиндрическая поверхности детали высокого качества.

Каждая из рассмотренных схем обработки может быть условно изображена трехэлементными кинематическими схемами резания, представленными на рис. 4.

В отличие от кинематических схем профессора Г. И. Грановского и в развитие обобщенной кинематической схемы с пятиэлементными движениями резания [8] в представленных на рис. 4a, b, с кинематических схемах уточнен тип режущего инструмента, который является охватывающим, и соответственно траектория вращательного движения подачи изображена внутри траектории главного вращательного движения в виде окружностей (рис. 4a), а в случае расположения оси главного вращательного движения под углом (рис. 4b) или перпендикулярно (рис. 4c) направлению вращательного движения подачи – в виде эллипса.



Рис. 2. Схемы обработки с врезанием фрезы по дуге: а – уступа; б – полузакрытой полости

Fig. 2. Processing schemes with cutter insertion along an arc: a – ledge; b – semi-closed cavity

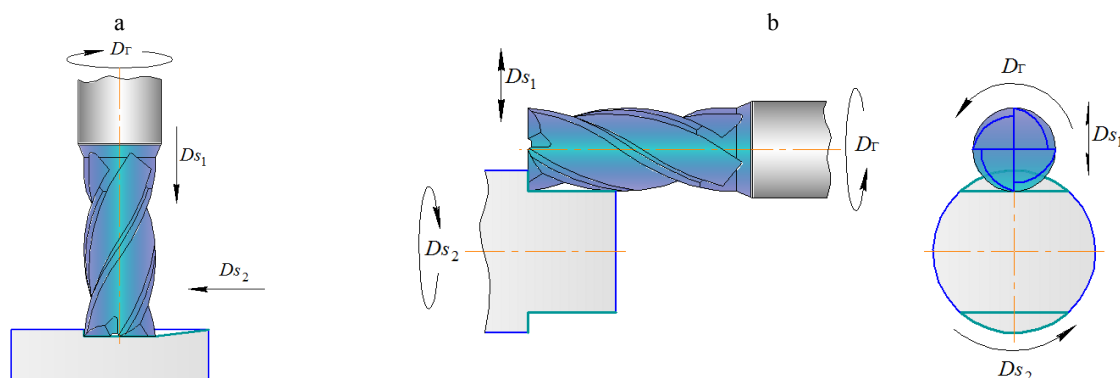


Рис. 3. Схемы обработки с врезанием фрезы по касательной: а – плоской поверхности детали; б – плоской и цилиндрической поверхностей детали

Fig. 3. Processing schemes with tangential cutter insertion: a – flat surface of the part; b – flat and cylindrical surfaces of the part

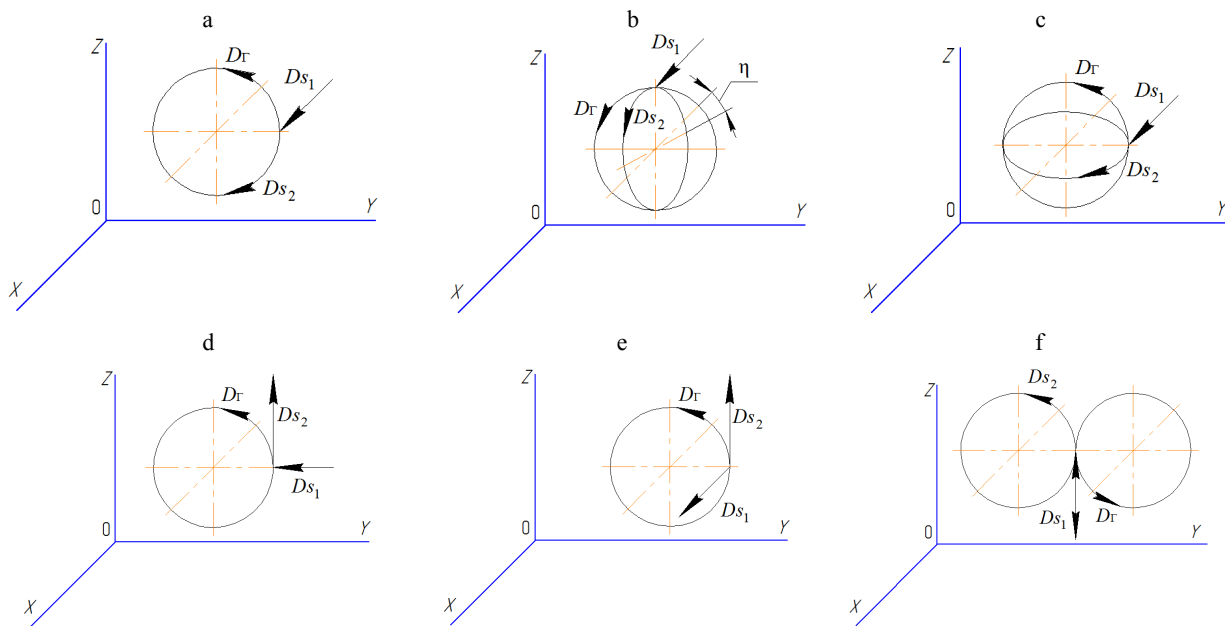


Рис. 4. Кинематические схемы резания: а – обработка охватывающими фрезами (зенкерами) цилиндрической или конической поверхности; б, с – то же неполной сферической поверхности;

д – обработка с врезанием фрезы по дуге уступа или полузакрытой полости; е – то же по касательной к плоской поверхности детали; ф – то же по касательной к плоской и цилиндрической поверхностям детали

Fig. 4. Kinematic cutting schemes: а – machining with covering cutters (countersinks) of cylindrical or conical surface; б, с – machining of an incomplete spherical surface with covering cutters (countersinks); д – machining with cutter insertion along the arc of a ledge or semi-closed cavity; е – machining with cutting the cutter tangentially to the flat surface of the part; ф – machining with cutting the cutter tangentially to the flat and cylindrical surfaces of the part

Данные схемы позволяют определить направление векторов скоростей составляющих движений и результирующего движения резания, при необходимости производить расчет их значений, а также представить траекторию перемещений инструмента и заготовки, что важно при разработке управляющих программ для станков с ЧПУ.

Для определения влияния угла наклона режущей кромки инструмента и ее касательного движения резания на параметры (скорость ре-

зания, подача) и характеристики (сила резания, усадка стружки) процесса резания рассмотрим некоторые схемы обработки конструктивных элементов и поверхностей вращающейся детали вращающимся инструментом.

На рис. 5 представлена схема обработки плоской поверхности детали на токарно-фрезерном станке с ЧПУ. Обработка плоской поверхности может осуществляться как при попутном (рисунок 5а), так и при встречном фрезеровании (рис. 5б).

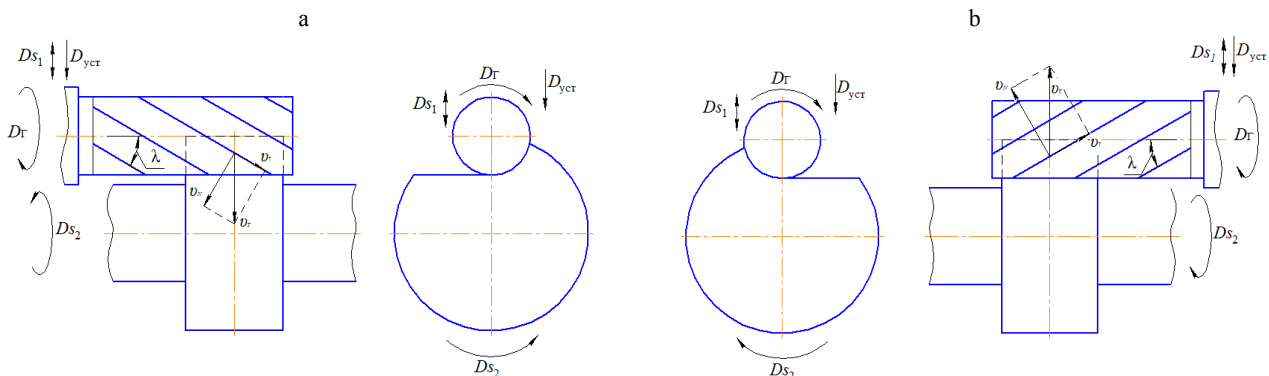


Рис. 5. Схемы обработки плоской поверхности детали при попутном (а) и встречном (б) фрезеровании

Fig. 5. Schemes for processing the flat surface of the part during passing (а) and counter (б) milling

Вращательное движение инструмента D_T совпадает по направлению с движением подачи заготовки D_{S_2} (при попутном фрезеровании) или разнонаправлены (при встречном фрезеровании), которые в сочетании с движением подачи инструмента D_{S_1} позволяют получать плоскую поверхность детали. На данных схемах видно, что нормальная линейная скорость резания v_N , направленная перпендикулярно к режущей кромке инструмента, в сочетании с линейной касательной скоростью резания v_T образуют линейную скорость главного движения резания инструмента v_T . Независимо от угла наклона режущей кромки λ скорость v_T будет перпендикулярна в любой точке режущей кромки к оси вращения инструмента. Но, учитывая значения скорости движения подачи инструмента v_{S_1} и заготовки v_{S_2} , значения результирующей скорости резания при попутном и встречном фрезеровании в различных точках соприкосновения режущего лезвия инструмента с обрабатываемой поверхностью заготовки будут разными.

Как при попутном, так и при встречном фрезеровании скорость движения подачи инструмента v_{S_1} от точки начала врезания в заготовку до точки пересечения с осью детали имеет одно направление, а затем оно меняется на

противоположное, например, как при попутном фрезеровании на рис. 6. Данное изменение направлений скорости движения подачи инструмента v_{S_1} влияет на общее направление результирующей скорости резания. Направление результирующей линейной скорости обработки v_T и v_N , будет зависеть от направления суммарной скорости подачи v_{S_1} и v_{S_2} , которая включает скорости движения подачи инструмента v_{S_1} и заготовки v_{S_2} в рассматриваемой точке.

При попутном и встречном фрезеровании наблюдается угловое расхождение между результирующими скоростями обработки v_T и v_N . Величина расхождения между результирующими векторами будет зависеть не только от скорости движения подачи инструмента v_{S_1} , но и от разнонаправленности скорости резания инструмента v_T со скоростью подачи заготовки v_{S_2} в рассматриваемой точке (при попутном фрезеровании скорость v_T и скорость заготовки v_{S_2} в рассматриваемой точке направлены в одну сторону: при встречном – разнонаправлены).

Для определения величины результирующего вектора $\vec{v}_T$ или $\vec{v}_N$ воспользуемся теоремами косинусов и синусов. Расчетная схема нахождения результирующих скоростей представлена на рис. 7.

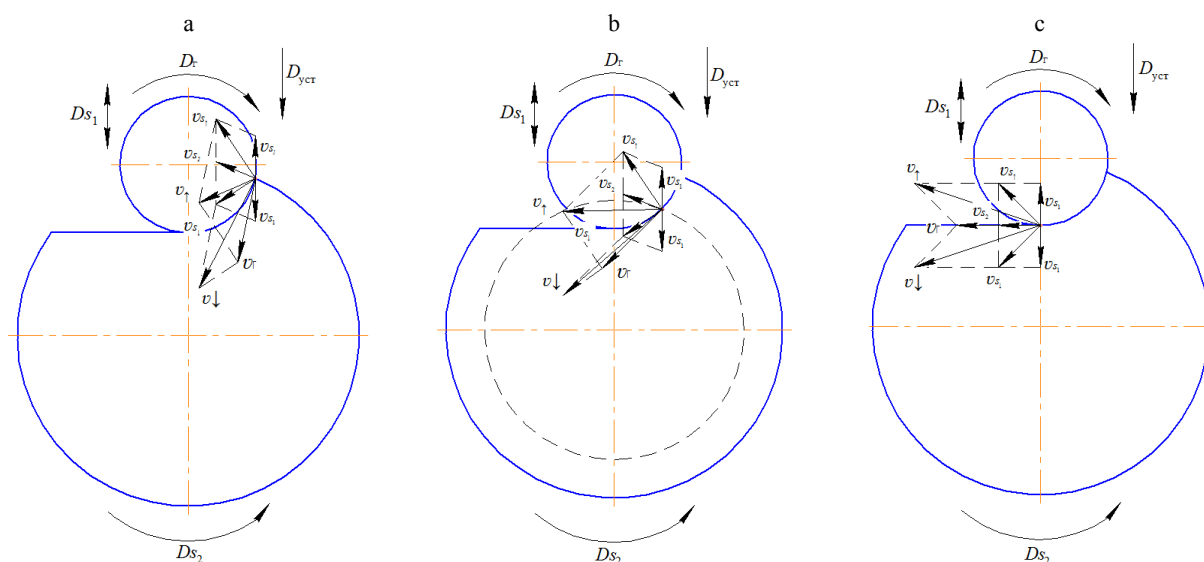


Рис. 6. Направления линейных скоростей резания при попутном фрезеровании плоской поверхности: а – в точке врезания инструмента в заготовку; б – в середине участка обработки; в – в точке выхода инструмента из заготовки

Fig. 6. Directions of linear cutting speeds during passing milling of a flat surface: а – at the point of embedding the tool into the workpiece; б – in the middle of the processing area; в – at the point of tool exit from the workpiece

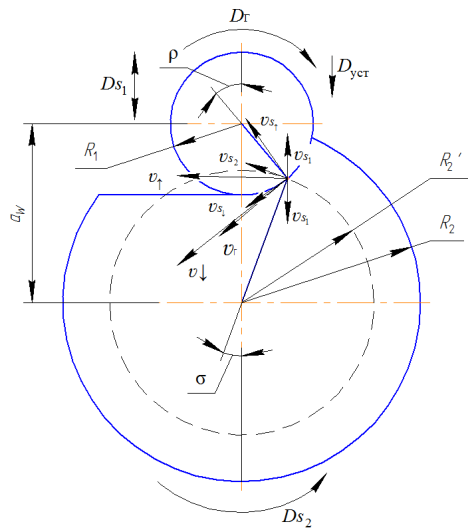


Рис. 7. Схема для определения результирующих линейных скоростей

Fig. 7. Scheme for determining the resulting linear velocities

При обработке плоскости вращающимся инструментом с радиусом R_1 цилиндрической заготовки с радиусом R_2 векторы линейных скоростей в любой точке обрабатываемого участка, которая расположена под некоторым углом ρ относительно центра инструмента, определяются путем нахождения контактного радиуса заготовки R'_2 . Этот радиус находится по формуле

$$R'_2 = \sqrt{a_w^2 + R_1^2 - 2a_w R_1 \cos \rho}. \quad (1)$$

Зная этот радиус, можно найти угол, под которым наклонен искомый радиус. Он находится по формуле

$$\frac{R'_2}{\sin \rho} = \frac{R_1}{\sin \sigma}. \quad (2)$$

Отсюда определяется угол наклона радиуса

$$\sigma = \arcsin \frac{R_1 \sin \rho}{R'_2}. \quad (3)$$

Зная этот угол и направление подачи, можно определить направление вектора линейной подачи в рассматриваемой точке относительно центра заготовки, который расположен перпендикулярно к радиусу контактной окружности заготовки R'_2 в рассматриваемой точке. Согласно правилу нахождения скалярного произведения, находим результирующий век-

тор подачи $u_{s\uparrow}$ или $u_{s\downarrow}$, направление которого зависит от направления подачи инструмента u_{s1} в рассматриваемой точке, по формуле

$$u_{s\uparrow}(u_{s\downarrow}) = u_{s1} \cdot u_{s2} \cdot \cos u_{s1} u_{s2} \quad (4)$$

Отсюда, зная направление скорости резания инструмента u_r , линейный вектор которой расположен перпендикулярно к радиусу окружности инструмента R_1 в рассматриваемой точке, можно найти результирующие векторы линейных скоростей обработки $\bar{u}_{\uparrow}$ и $\bar{u}_{\downarrow}$

$$u_{\uparrow}(u_{\downarrow}) = u_r \cdot u_{s\uparrow}(u_{s\downarrow}) \cdot \cos u_r u_{s\uparrow}(u_{s\downarrow}) \quad (5)$$

Как известно [1], угол наклона режущей кромки λ рассматривается в инструментальной, статической и кинематической системах координат. В инструментальной системе координат угол λ_T , по сути, угол заточки режущей кромки инструмента, рассматриваемого как геометрическое тело (вне процесса резания). Этот угол определяется между режущей кромкой и отсчетной осью или поверхностью инструмента. Например, для концевой фрезы угол λ_T – это угол между режущей кромкой и геометрической осью (осью симметрии) (рис. 8).

Угол λ_C в статической системе координат – это угол установки инструмента на станке только при главном движении резания. В этом случае за отсчетную плоскость принимается основная плоскость, перпендикулярная вектору линейной скорости главного движения. Например, для концевой фрезы λ_C – это угол в статической плоскости резания между режущей кромкой и основной плоскостью $P_{vC}-P_{vC}$.

В кинематической системе координат учитываются все элементарные движения резания и отсчетную основную плоскость проводят перпендикулярно вектору скорости резания (результирующей). Например, для концевой фрезы угол λ_K – это угол между режущей кромкой и кинематической основной плоскостью $P_{vK}-P_{vK}$.

При обработке плоской поверхности вращающейся детали вращающимся инструментом (рис. 9а) возможные варианты расположения режущей кромки на цилиндрической и торцевой поверхностях фрезы представлены на рис. 9б, с.

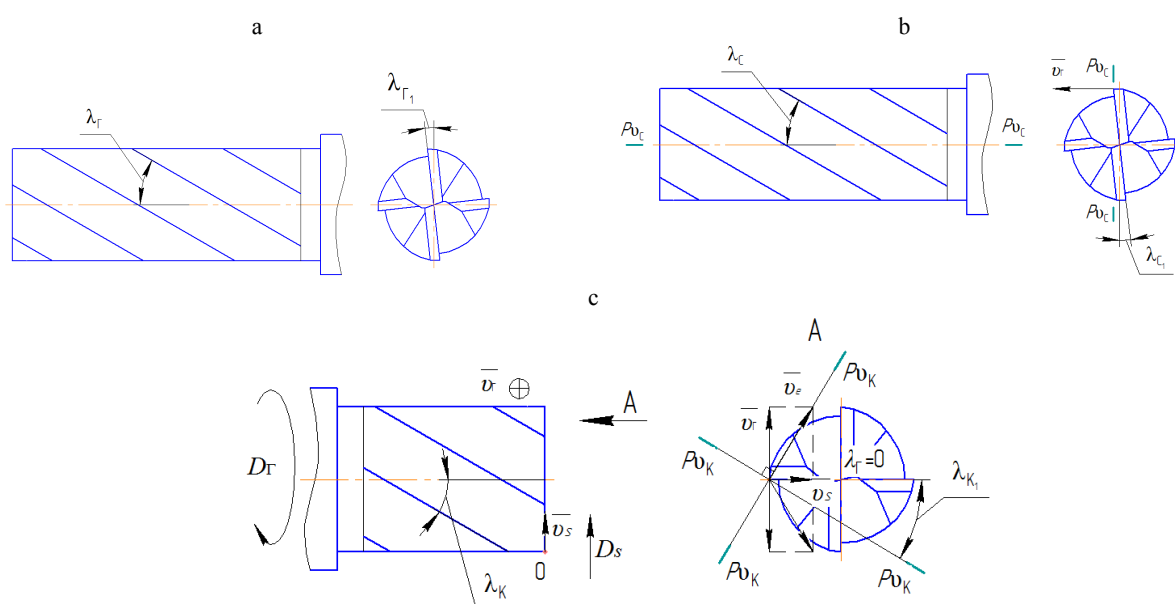


Рис. 8. Схема для определения угла наклона режущей кромки инструмента в инструментальной (а), статической (б) и кинематической (с) системах координат

Fig. 8. Diagram for determining the angle of inclination of the cutting edge of the tool in the instrumental (a), static (b) and kinematic (c) coordinate systems

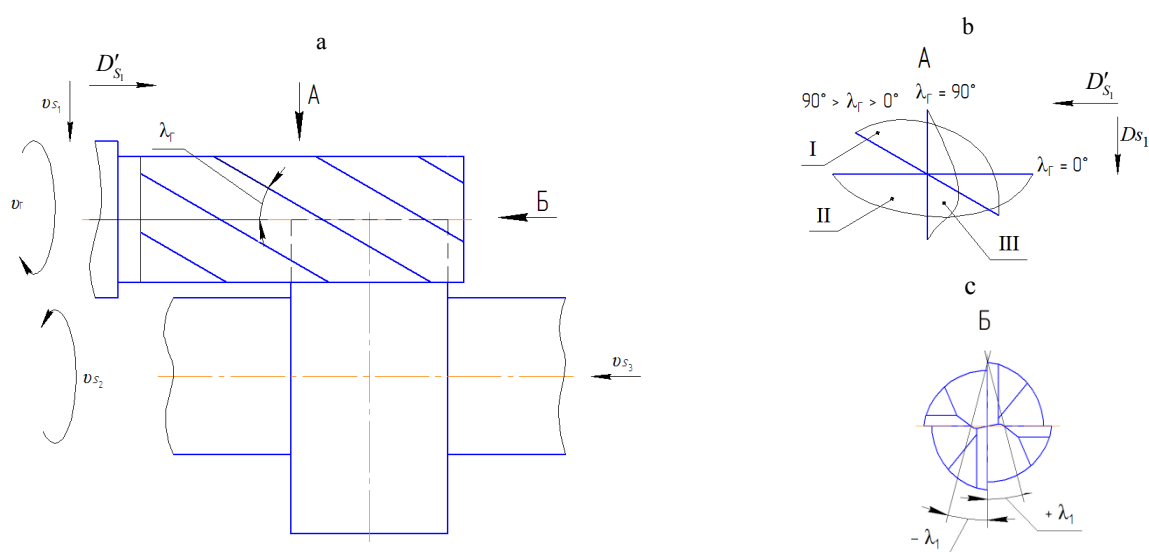


Рис. 9. Схема обработки плоской поверхности вращающейся детали вращающимся инструментом (а) и возможные углы наклона режущей кромки на цилиндрической (б) и торцевой (с) поверхностях концевой фрезы:

I – фрезерование с подачами D_{S1} и D'_{S1} ; II – то же с подачей D_{S1} ; III – то же с подачей D'_{S1} ;

Fig. 9. Scheme of processing a flat surface of a rotating part with a rotating tool (a) and possible angles of inclination of the cutting edge on the cylindrical (b) and end (c) surfaces of the end mill: I – milling with feeds D_{S1} and D'_{S1} ;

II – milling with feed D_{S1} ; III – milling with feed D'_{S1}

Если предположить, что $\lambda_r = 0^\circ$ (рис. 9б), то режущая кромка инструмента будет контактировать по максимальной ширине b , что приведет к росту сил и мощности резания. При $0^\circ < \lambda_r \leq 90^\circ$ резание возможно как при подаче инструмен-

та v_{s3} перпендикулярно или под углом к оси, так и вдоль оси главного вращательного движения D'_{S1} . В этом случае возможна реализация фрезерования, ротационного и плунжерного резания, для которых характерно снижение

мощности резания за счет касательного движения.

При касательном движении важно соотношение линейных скоростей вращения инструмента и заготовки (передаточное отношение i_k). Если реализуется кинематическая схема резания точения, то $\frac{v_{II}}{v_3} \leq 1$ и оптимальным

считается значение кинематического коэффициента $i_k = 0,5-0,6$, что соответствует изменению $60^\circ > \lambda_K > 30$ [5, 6]. Если реализуется кинематическая схема фрезерования, то $\frac{v_3}{v_{II}} < 1$,

и в этом случае $i_k = 0,01-0,10$, т. е. влияние изменения направления вектора линейной скорости вращения заготовки на положение основной плоскости незначительно и им можно пренебречь.

При фрезеровании существенным является влияние изменения λ_C , или угла установки осей вращения инструмента и заготовки на процесс резания, который для разных кинематических схем резания может принимать различные значения (рис. 10).

Например, при обработке цилиндрической или конической поверхности детали фреза и деталь соосны и $\lambda_C = \lambda_T$ (положение I фрезы на рис. 10). При обработке неполной сферической поверхности детали оси вращения детали и фрезы наклонены относительно друг друга под углом $90^\circ \geq \lambda_C > 0^\circ$ (положения II и III фрезы на рис. 10) и $\lambda_K = \lambda_C$.

При получении поверхностей деталей на станках с ЧПУ номинальная их форма отличается от реальной за счет интерполяции траек-

торий резания прямолинейными перемещениями по осям X и Y (рис. 11) [9].

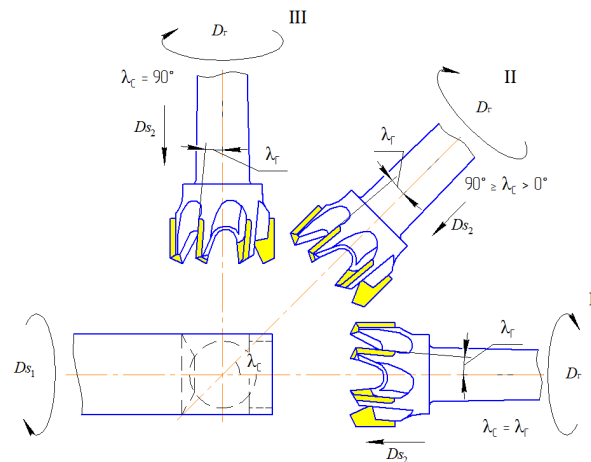


Рис. 10. Схемы обработки вращающимся инструментом вращающейся заготовки

Fig. 10. Schemes for processing a rotating workpiece with a rotating tool

Для обеспечения требований по качеству и точности получаемых поверхностей детали необходимо сопоставить назначаемые скоростные режимы резания с технологическими возможностями механизмов станка и системы ЧПУ.

Перемещение инструмента по заданной траектории резания осуществляется приближенно путем включения подачи попеременно, то вдоль одной, то вдоль другой оси. При этом интерpolator системы управления непрерывно оценивает отклонения от заданной траектории и стремится свести эти отклонения к минимуму. Значения отклонений равны или кратны цене одного управляющего импульса ($\Delta X_{имп}$, $\Delta Y_{имп}$), формируемого датчиком обратной связи.

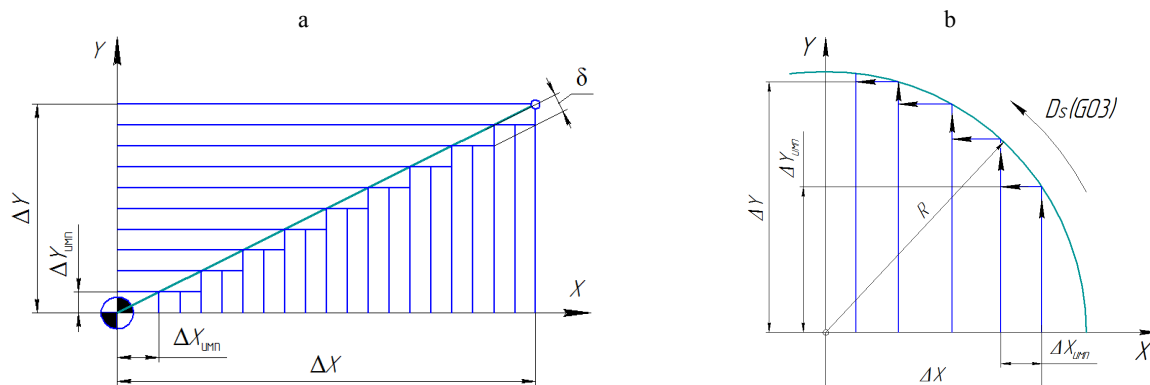


Рис. 11. Варианты реализации линейной (а) и круговой (б) интерполяции на станках с ЧПУ

Fig. 11. Implementation options for linear (a) and circular (b) interpolation on CNC machines

Например, прямая наклонная линия может формироваться попеременной подачей на приводы импульсов в такой последовательности: один импульс по оси Y и два импульса по оси X (рис. 11a).

Поскольку в современных станках наиболее часто длина импульса принимается равной 0,001 мм, перемещение между двумя соседними опорными точками практически можно рассматривать как плавное. Интерполяция может быть также круговой (рис. 11b) с помощью полиномов второй и высших степеней и др. Круговая интерполяция также предусматривает попеременное включение приводов, но при этом перемещения по осям не равномерны по величине. При круговой интерполяции начало системы координат совмещается с центром окружности радиуса R . Интерполятор направляет импульсы $\Delta X_{\text{имп}}$ и $\Delta Y_{\text{имп}}$ в привод подач то по оси X , то по оси Y . Помимо расчета количества импульсов для подачи в систему приводов той или иной оси, интерполятор обеспечивает и выдачу этого количества для управления. Современные станки с ЧПУ, как правило, имеют линейно-круговые интерполяторы.

При шаге перемещений, равном 0,01–0,02 мм, и при большом количестве кадров дискретность отсчета перемещений рабочего органа может составлять 0,07 нм или 7×10^{-8} мм. Максимальную подачу, которую способна обеспечить конкретная система ЧПУ, можно определить по формуле

$$F_{\text{max}} = \frac{\text{Длина перемещения в кадре}}{\text{Время обработки кадра}} \times 60. \quad (6)$$

Следовательно, при перемещениях 0,01 мм и времени обработки кадра 2 мс максимальная подача ограничена значением 0,3 м/мин. При этом система ЧПУ должна иметь возможность просматривать данные как минимум на 100–200 блоков в минуту вперед для обеспечения непрерывного движения инструмента.

Если принять результирующую скорость резания равной 100 м/мин и угол наклона режущей кромки фрезы равным 45° , то значение линейной скорости касательного движения будет равно 70 м/мин. Так как линейная скорость касательного движения в несколько сот раз больше скорости подачи в кадре, подачей

в кадре с точки зрения формирования криволинейной поверхности детали можно пренебречь. Также можно пренебречь влиянием величины прямолинейных перемещений в кадре, или шагом интерполяции, равным 0,01–0,02 мм, так как, например, при подаче фрезы, равной 0,1 мм/об, и угле в плане режущего инструмента, равном 90° , толщина срезаемого слоя будет равна 0,1 мм. То есть толщина срезаемого слоя в десятки раз больше шага интерполяции и выполняется еще одно условие выбора значения подачи, при котором оно должно изменяться обратно пропорционально объему удаляемого материала для сохранения постоянной нагрузки на инструмент. При рекомендованном [9] соблюдении соотношения глубины резания (ширины срезаемого слоя) и подачи (толщины срезаемого слоя) не более 0,2 и высокой скорости резания (порядка 600 м/мин) обеспечивается получение поверхности с шероховатостью по параметру $Ra = 1,6\text{--}3,2$ мкм, сопоставимому со шлифованными поверхностями.

Рассмотрим частный случай обработки плоской поверхности (рис. 12a, b) на токарном станке с ЧПУ модели EMCO S45, при котором линейная интерполяция (рис. 12d) осуществляется путем совмещения прямолинейного перемещения инструмента вдоль оси X и кругового движения (подворота) детали относительно своего геометрического центра (рис. 12b, d). Инструмент 2 (рис. 12a, b) снимает припуск по ширине a_e и глубине резания a_p «послойно» до получения номинальной плоской поверхности длиной $l_{\text{л}}$. Количество необходимых проходов выбирается с учетом диаметра режущего инструмента и задается системе ЧПУ, которая затем рассчитывает и реализует обработку плоской поверхности на станке с промежуточными значениями ширины резания a_{ei} и длины плоской поверхности $l_{\text{ли}}$.

Круговое движение детали в процессе резания имеет равный шаг подворота (равный угол подворота) в отличие от прямолинейного перемещения инструмента, при котором по мере приближения инструмента к геометрическому центру детали (середине обрабатываемой плоской поверхности) величины его проходов изменяются. Эти разные величины проходов можно определить по теореме синусов.

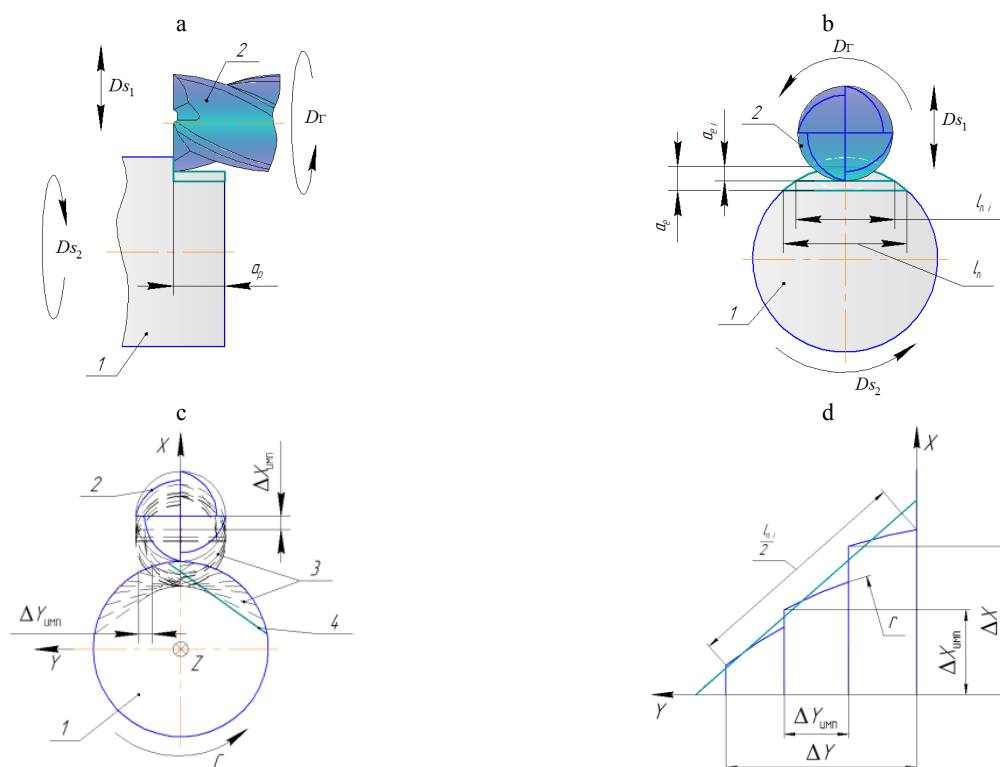


Рис. 12. Схемы обработки (а, б) и формирования плоской поверхности (с) с реализацией линейной интерполяции (д) на токарном станке с ЧПУ модели EMCO S45: 1 – деталь; 2 – инструмент; 3 – промежуточные положения детали и инструмента; 4 – номинальная плоская поверхность

Fig. 12. Schemes for processing (a, b) and formation of a flat surface (c) with the implementation of linear interpolation (d) on a CNC lathe model EMCO S45: 1 – part; 2 – tool; 3 – intermediate positions of the part and tool; 4 – nominal flat surface

При врезании инструмента (рис. 13) обрабатываемая поверхность расположена под углом α_1 к оси Y . Соединив концы проекции обрабатываемой поверхности параллельными линиями вдоль геометрических осей детали, получим прямоугольный треугольник с катетами ΔX_1 и ΔY_1 и гипотенузой l_{n1} , в котором длина катета $\Delta X_1 = l_{n1} \sin \alpha_1$. При дальнейшем перемещении инструмента вдоль оси X обрабатываемая поверхность подвернется на некоторый угол и достигнет значения угла α_2 к оси Y , где $\alpha_2 < \alpha_1$. Также соединив концы проекции обрабатываемой поверхности параллельными линиями вдоль геометрических осей детали, получим другой прямоугольный треугольник с катетами ΔX_2 и ΔY_2 и гипотенузой l_{n2} , в котором длина катета $\Delta X_2 = l_{n2} \sin \alpha_2$. Так как в процессе резания получаем плоскую поверхность, которая на различных углах подворота детали будет одинаковой, можно утверждать, что $l_{n1} = l_{n2} = l_{n3}$. Следовательно, через синус угла можно найти катеты прямоугольных треугольников ΔX_1 и ΔX_2 . Отсюда получаем,

что $\Delta X_2 = l_{n2} \sin \alpha_2 < \Delta X_1 = l_{n1} \sin \alpha_1$. Например, при обработке лыски шириной 7 мм и глубиной 1 мм на цилиндрической детали диаметром 32 мм значения угла α изменяются в пределах от 9° до 20° и величины ΔX_1 и ΔX_2 будут равны соответственно 0,2 и 1,0 мм.

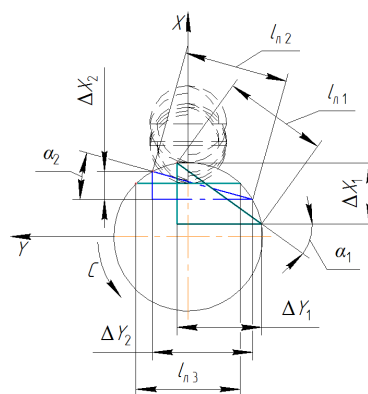


Рис. 13. Схема для расчета угла подворота при обработке плоской поверхности на токарном станке с ЧПУ модели EMCO S45

Fig. 13. Scheme for calculating the angle of rotation when processing a flat surface on a CNC lathe model EMCO S45

Следует отметить, что при каждом последующем подвороте детали угол наклона обрабатываемой поверхности $\alpha \rightarrow 0$, а значит, каждое последующее перемещение инструмента $\Delta X \rightarrow 0$ до того момента, пока угол наклона обрабатываемой поверхности не начнет увеличиваться, а следовательно, начнет увеличиваться и прямолинейное перемещение инструмента.

ВЫВОДЫ

1. Анализ схем обработки сложнопрофильных поверхностей деталей позволяет выбрать рациональную кинематическую схему резания с касательным движением режущих кромок инструментов, обеспечивающую повышение производительности и качества формирования номинальной поверхности детали.

2. Получены математические зависимости для расчета линейной скорости резания при различных схемах и условиях обработки, что позволяет управлять режимом резания на станках с ЧПУ.

3. Рассмотрено изменение угла наклона режущей кромки в инструментальной, статической и кинематической схемах координат и определены диапазоны этого изменения, позволяющие реализовать зенкерование, периферийное, торцовое, плунжерное и охватывающее фрезерование, ротационное резание поверхностей различного профиля.

4. Рассмотрены частные случаи обработки поверхностей деталей на станках с ЧПУ с дискретными перемещениями режущего инструмента и детали, особенностью которых является формирование плоской поверхности детали путем совмещения прямолинейного перемещения инструмента вдоль одной оси и кругового движения (подворота) детали относительно другой оси, что обеспечивает получение поверхностей детали в пределах заданных параметров точности и шероховатости.

ЛИТЕРАТУРА

1. Обработка резанием. Термины, определения и обозначения общих понятий: ГОСТ 25762. М.: Изд-во стандартов, 1985. 24 с.
2. Цельные концевые фрезы. Каталог. Техническое руководство / SECO. 2020. 435 с.
3. Грановский, Г. И. Кинематика резания / Г. И. Грановский. М.: Машгиз, 1948. 199 с.
4. Бобров, В. Ф. Влияние угла наклона главной режущей кромки инструмента на процесс резания металлов / В. Ф. Бобров. М.: Машгиз, 1962. 52 с.
5. Коновалов, Е. Г. Прогрессивные схемы ротационного резания металлов / Е. Г. Коновалов, В. А. Сидоренко, А. В. Соусь. Минск: Наука и техника, 1972. 272 с.

6. Ротационное резание материалов / П. И. Ящерицин [и др.]. Минск: Наука и техника, 1987. 229 с.
7. Комплексные исследования физических и технологических характеристик процесса обработки сферических поверхностей деталей / Н. Н. Попок [и др.] // Вестник Белорусско-российского университета. 2017. № 2 (55). С. 87–97.
8. Попок, Н. Н. Методология исследования процесса резания материалов в современных условиях развития машиностроения / Н. Н. Попок // Вестник Полоцкого государственного университета. Сер. В. Промышленность. Прикладные науки. 2019. № 3. С. 21–30.
9. Звонцов, И. Ф. Разработка управляющих программ для оборудования с ЧПУ: учеб. пособие / И. Ф. Звонцов, К. М. Иванов, П. П. Серебrenицкий. СПб.: Изд-во «Лань», 2017. 588 с.
10. Guhring Super Line [Electronic Resource]. 2016. Mode of access: <https://pdf.directindustry.com/pdf/guehring/superline-2016/9235-706023.html>.

Поступила 29.04.2024

Подписана в печать 09.07.2024

Опубликована онлайн 29.11.2024

REFERENCES

1. State Standard 25762. *Machining. Terms, Definitions and Designations of General Concepts*. Moscow, Publishing House of Standards, 1983. 24 (in Russian).
2. SECO (2020) *Solid end Mills. Catalog. Technical Guide*. 435 (in Russian).
3. Granovsky G. I. (1948) *Cutting Kinematics*. Moscow, Mashgiz Publ. 199 (in Russian).
4. Bobrov V. F. (1962) *Influence of the Angle of Inclination of the Main Cutting Edge of the Tool on the Metal Cutting Process*. Moscow, Mashgiz Publ. 52 (in Russian).
5. Konovalov E. G., Sidorenko V. A., Sous A. V. (1972) *Progressive Schemes for Rotary Cutting of Metals*. Minsk, Nauka i Tekhnika Publ. 272 (in Russian).
6. Yashcheritsin P. I., Borisenko A. V., Drivotin I. G., Lebedev V. Ya. (1987) *Rotary Cutting of Materials*. Minsk, Nauka i Tekhnika Publ. 229 (in Russian).
7. Popok N. N., Khmel'nitskii R. S., Anisimov V. S., Gvoz'd' G. I. (2017) Comprehensive Studies of the Physical and Technological Characteristics of Processing Spherical Surfaces of Parts. *Vestnik Belorussko-Rossiyskogo Universiteta = Belarusian-Russian University Bulletin*, (2), 87–97 (in Russian).
8. Popok N. N. (2019) Methodology for Studying the Process of Cutting Materials in Modern Conditions of Mechanical Engineering Development. *Vestnik Polotskogo gosudarstvennogo universiteta. Seriya B. Promyshlennost'. Prikladnye nauki = Vestnik of Polotsk State University. Part B. Industry. Applied Sciences*, (3), 21–30 (in Russian).
9. Zvontsov I. F., Ivanov K. M., Serebrenitsky P. P. (2017) *Development of Control Programs for Computerized Numerical Control Equipment*. Saint Petersburg, Lan Publ. 588 (in Russian).
10. Guhring Super Line. 2016. Available at: <https://pdf.directindustry.com/pdf/guehring/superline-2016/9235-706023.html>.

Received: 29.04.2024

Accepted: 09.07.2024

Published online: 29.11.2024

<https://doi.org/10.21122/2227-1031-2024-23-6-473-480>

УДК 62.419

Прочностной и деформационный анализ трехслойной ортотропной плиты с использованием программного комплекса ANSYS

Докт. техн. наук, доц. Е. А. Мойсейчик¹⁾, А. А. Яковлев¹⁾

¹⁾Белорусский национальный технический университет (Минск, Республика Беларусь)

Реферат. В статье проанализированы достоинства и недостатки трехслойных ортотропных плит. Показано, что при разработке конструкции таких плит необходимо прорабатывать технологию соединения элементов в составе конструкции. Использование лазерной сварки эффективно для соединения элементов небольших толщин. Такая сварка листовых элементов толщиной 12–50 мм имеет ряд ограничений, а прочностные характеристики соединений недостаточно исследованы. Поэтому при изготовлении конструкций большой грузоподъемности часто используются стальные трехслойные ортотропные плиты, соединение пластин между собой выполняется с применением электродуговой сварки. Имеющийся опыт показывает, что значительное количество пересечений сварных швов в местах соединений требует соблюдения определенной технологической последовательности выполнения работ для снижения деформаций, возникающих при сварке, и предотвращения возникновения трещин при эксплуатации в зонах с отрицательными температурами, а также квазистатических и переменных нагрузках. Выполнен анализ напряженно-деформированного состояния плиты с использованием многофункционального программного комплекса ANSYS. Проведено испытание модельной и натурной плит на действие поперечных нагрузок. Установлено, что вследствие сварочных напряжений возможно отклонение фактической геометрии плиты от проектной. Сопоставляя результаты вертикальных перемещений теоретических расчетов и натурных испытаний, обосновываются результаты отклонений. После проведения экспериментов и осмотра испытываемых образцов в местах соединения элементов между собой разрушение прорезных швов не выявлено. При достижении предельной нагрузки, прикладываемой к модели плиты, выявлены трещины в сварных швах, расположенных по периметру покрывочной плиты. Установлено, что в конструкции сварных трехслойных плит в местах пересечения листов между собой сварной шов является концентратором дефектов. Применение ручной или полуавтоматической сварки способствует зарождению трещин при переменных нагрузках и эксплуатации при отрицательных температурах. Данная проблема требует выявления трещиноопасных зон в трехслойных плитах с использованием методов неразрушающего контроля и экспериментальных исследований прочности разных технических решений с применением конструктивных и сварочных концентраторов напряжений.

Ключевые слова: стальная трехслойная ортотропная плита, квазистатическое нагружение, конечно-элементная модель, напряженно-деформированное состояние

Для цитирования: Мойсейчик, Е. А. Прочностной и деформационный анализ трехслойной ортотропной плиты с использованием программного комплекса ANSYS / Е. А. Мойсейчик, А. А. Яковлев // *Наука и техника*. 2024. Т. 23, № 6. С. 473–480. <https://doi.org/10.21122/2227-1031-2024-23-6-473-480>

Strength and Deformation Analysis of Three-Layer Orthotropic Slab Using the ANSYS Software Package

Е. А. Moiseychik¹⁾, А. А. Yakovlev¹⁾

¹⁾Belarusian National Technical University (Minsk, Republic of Belarus)

Abstract. The paper analyzes the advantages and disadvantages of three-layer orthotropic slabs. It is shown that when developing the design of such slabs, it is necessary to work out the technology for connecting elements within the structure.

Адрес для переписки

Мойсейчик Евгений Алексеевич
Белорусский национальный технический университет
пр. Независимости, 146а,
20114, г. Минск, Республика Беларусь
Тел.: + 375 17 374-96-77
mit_ftk@bntu.by

Address for correspondence

Moiseychik Evgeny Alekseevich
Belarusian National Technical University
146a, Nezavisimosty Ave.,
220014, Minsk, Republic of Belarus
Тел.: + 375 17 374-96-77
mit_ftk@bntu.by

The use of laser welding is effective for joining elements of small thicknesses. Such welding of sheet elements with a thickness of 12–50 mm has a number of limitations, and the strength characteristics of the joints have not been sufficiently studied. Therefore, in the manufacture of heavy-duty structures, three-layer orthotropic steel plates are often used; the plates are connected to each other using electric arc welding. Current experience shows that a significant number of weld intersections at joints requires compliance with a certain technological sequence of work to reduce deformations that occur during welding and prevent the occurrence of cracks during operation in areas with negative temperatures, as well as quasi-static and variable loads. An analysis of the stress-strain state of the slab was carried out using the ANSYS multifunctional software package. The model and full-scale slabs were tested for lateral loads. It has been established that due to welding stresses, it is possible that the actual geometry of the slab may deviate from the design one. By comparing the results of vertical movements of theoretical calculations and full-scale tests, the results of deviations are substantiated. After conducting experiments and inspecting the test samples at the points where the elements are connected to each other, the destruction of the slotted seams was not detected. When the maximum load applied to the slab model was reached, cracks were detected in the welds located along the perimeter of the cover slab. It has been revealed that in the design of welded three-layer plates, in the places where the sheets intersect, the weld is a concentrator of defects. The use of manual or semi-automatic welding contributes to the initiation of cracks under variable loads and operation at low temperatures. This problem requires the identification of crack-dangerous zones in three-layer slabs using non-destructive testing methods and experimental studies of the strength of various technical solutions using structural and welding stress concentrators.

Keywords: steel three-layer orthotropic plate, quasi-static loading, finite element model, stress-strain state

For citation: Moiseychik E. A., Yakovlev A. A. (2024) Strength and Deformation Analysis of Three-Layer Orthotropic Slab Using the ANSYS Software Package. *Science and Technique*. 23 (6), 473–480. <https://doi.org/10.21122/2227-1031-2024-23-6-473-480> (in Russian)

Введение

Трехслойная плита состоит из среднего слоя и двух внешних листов, расположенных сверху и снизу. Средний слой воспринимает возникающие поперечные усилия, внешние слои – изгибающие и работают как балка. Конструктивно средний слой изготавливается в виде периодически замкнутых ячеек прямоугольной или квадратной формы, что обеспечивает устойчивость внешних листов в зонах их сжатия, восприятие возникающих усилий, а при приложении сосредоточенных усилий – местную жесткость конструкции.

Опыт эксплуатации трехслойных плит проявил их высокую эффективность, достоинства и некоторые недостатки [1–9]. Такая трехслойная плита имеет повышенную изгибную жесткость, малый вес и восприятие сопротивлению кручения. Технически есть возможность внешние слои изготавливать из высокопрочных сталей, а средний слой из обычных. Способность среднего слоя воспринимать нагрузку зависит от его конструкции и жесткостных характеристик. Трехслойные плиты и оболочки нашли применение в области судостроения, в ходе эксплуатации подтвердили свою высокую эффективность [1].

Впервые в транспортных сооружениях такое конструктивное решение применил английский инженер Р. Стефенсон [1–3] при строительстве моста «Британия» (рис. 1а, б). Он выполнен в форме трубы прямоугольного

сечения с применением кованого листового железа толщиной 16 мм и заклепочных соединений. Были изготовлены балки шириной 4,5 м отдельными секциями (рис. 1с). Прямоугольное сечение и использование трехслойных плит для нижнего и верхнего поясов балки обеспечили высокую несущую способность и срок эксплуатации более 120 лет [3].

В работе [4] сравнили данные экспериментальных испытаний трехслойных металлических плит со средним слоем из гофр с результатами численных и аналитических расчетов напряженно-деформированного состояния. Оказалось, что конечно-элементные расчеты наилучшим образом согласуются с экспериментальными измерениями. Данные аналитических расчетов прочности превышали соответствующие экспериментальные величины. Технологически средний слой изготавливался с сочленением листовых элементов посредством прорезей, выполненных электроэрозионной резкой, и последующей пайкой в вакуумной печи в среде аргона. Опыт применения трехслойных облегченных конструкций используется в строительной, транспортной, авиационной, космической отраслях [5–23].

Конструкции в виде плит, опирающиеся на упругое основание и нагруженные большими сосредоточенными и распределенными силами, – это элементы рамы автомобилей большой грузоподъемности, ворота, воспринимающие взрывную волну и др. [6].

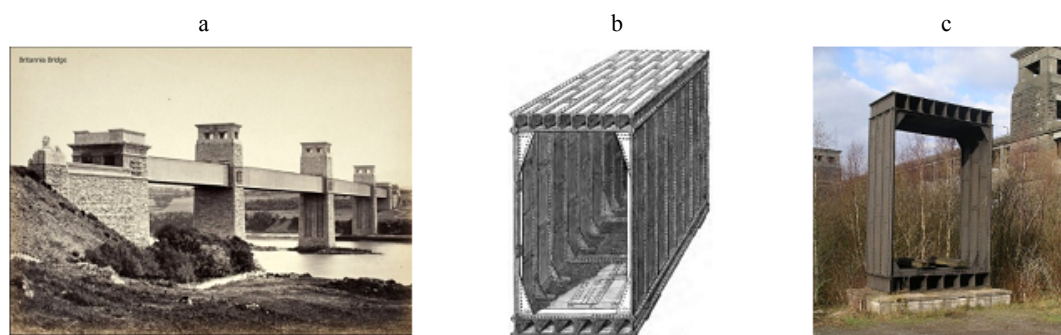


Рис. 1. Конструктивное решение трубчатого моста «Британия»: а – трубчатый мост «Британия» (1846–1970) [2]; б – вид пролетного строения моста [3]; с – монтажная секция моста [2]

Fig. 1. Structural solution of the tubular bridge “Britannia”: а – tubular bridge “Britannia” (1846–1970) [2]; б – view of the bridge span [3]; с – bridge assembly section [2]

Для решения таких сложных инженерных задач плиты должны иметь небольшую толщину для уменьшения собственного веса конструкции и восприятия больших нагрузок, а также возможность корректировки узлов при изменении расчетной схемы в местах опирания. При разработке конструктивного решения среднего слоя необходимо особое внимание уделять его технологичности [10]. Технология производства составляющих трехслойной ортотропной плиты может оказывать существенное влияние на выбор конструкции слоев и работоспособность плиты. Анализ современных способов получения трехслойных панелей из алюминиевых сплавов представлен в работе [11]. Наиболее часто соединение металлических элементов в составе конструкции выполняется лазерной сваркой [18–20]. Однако сварка листовых элементов толщиной 12–50 мм имеет ряд ограничений [24] и прочностные характеристики таких соединений недостаточно исследованы.

Целью настоящей статьи является расчетно-экспериментальное обоснование конструктивного решения стальной ортотропной плиты большой грузоподъемности при минимальной ее толщине с учетом фактических технологических ограничений.

Обоснование конструктивного решения

Конструктивное решение разрабатываем в два этапа: на первом этапе разрабатываем и исследуем модель плиты, на втором – натурную конструкцию с учетом результатов испытаний ее модели [10]. Предполагается, что натурная плита будет работать согласно расчетной схеме и воспринимать большие прикладываемые нагрузки (до 2000 кН/м^2) при небольшой отно-

сительной высоте ($h/L \approx 1/20\text{--}1/40$), соответственно возникающие в плите напряжения при таких нагрузках будут иметь значительные величины. Конструктивно предусмотрено, что слои плиты (внешние и средний) выполняются из достаточно прочных материалов (металлические листы и др.). Соединения пластин (слоев), воспринимающих сдвигающие усилия, должны обеспечивать требуемую прочность, а также быть технологичными при изготовлении (например, сварными). Заданным условиям может удовлетворять конструктивная схема ортотропной плиты, представленная на рис. 2.

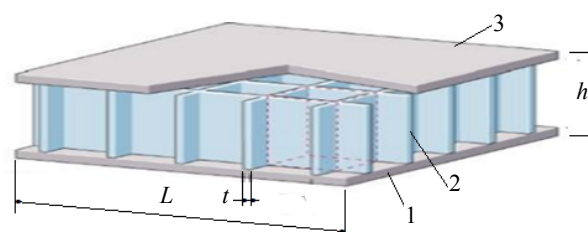


Рис. 2. Стальная трехслойная ортотропная плита с прямоугольными ячейками в среднем слое:

1 – нижний слой; 2 – средний слой;
3 – верхний слой (покрывочный)

Fig. 2. Steel three-layer orthotropic plate with rectangular cells in the middle layer: 1 – bottom layer; 2 – middle layer; 3 – top layer (covering)

Существующее решение активно применяется как корпус конструкции судов (двойное днище и др. [5]). Однако их высота h в судостроении не менее чем в 4–5 раз больше, чем высота рассматриваемой плиты. При изготовлении стальной ортотропной плиты все соединения элементов были выполнены сварными. Твердотельная цифровая модель такой плиты представлена на рис. 3, а конечно-элементная – на рис. 4. Равномерно распределенная внешняя

нагрузка прикладывается в средней части верхней плиты. Опираение плиты – шарнир (четыре точки) в специальном углублении внизу плиты.

На сегодняшний день в транспортных сооружениях применяют ортотропный стальной настил проезжей части. Рассматривается как

двухслойная ортотропная плита, состоящая из взаимно перпендикулярных пластинчатых ребер, объединенных плоским листом.

На рис. 5 изображена цифровая модель двухслойной ортотропной плиты с продольными и поперечными ребрами, аналогичными ребрам среднего слоя плиты, указанной на рис. 4.

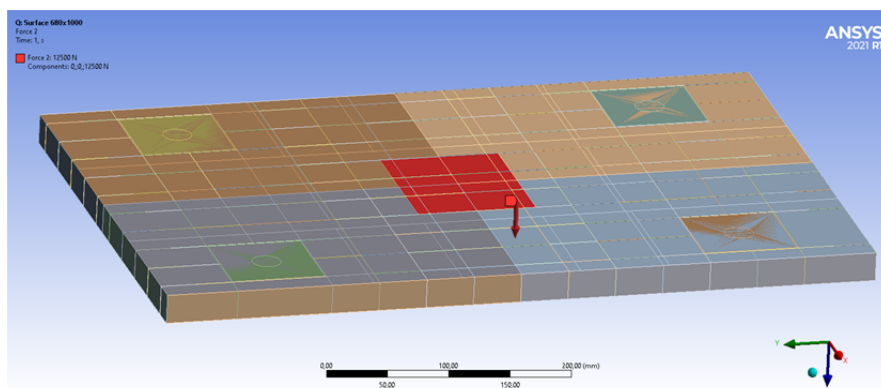


Рис. 3. Трехмерная твердотельная цифровая модель трехслойной ортотропной плиты (600×400×30 мм) со схемой приложения внешней равномерно распределенной нагрузки

Fig. 3. Three-dimensional solid-state digital model of a three-layer orthotropic slab (600×400×30 mm) with a scheme for applying an external uniformly distributed load

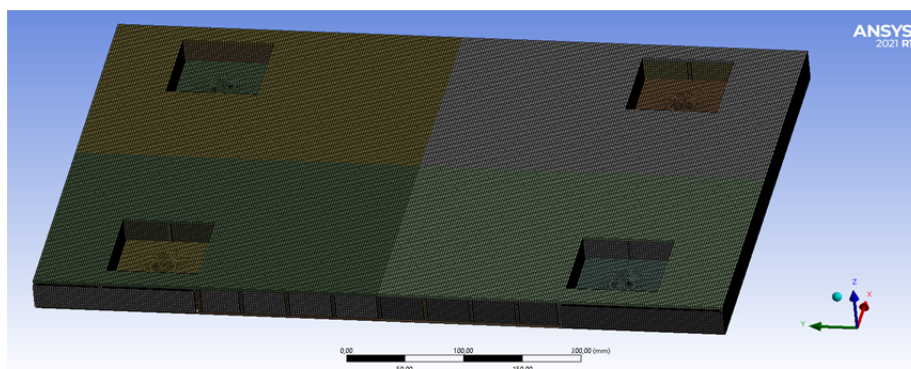


Рис. 4. Цифровая модель трехслойной ортотропной плиты (600×400×30 мм)

Fig. 4. Digital model of a three-layer orthotropic slab (600×400×30 mm)

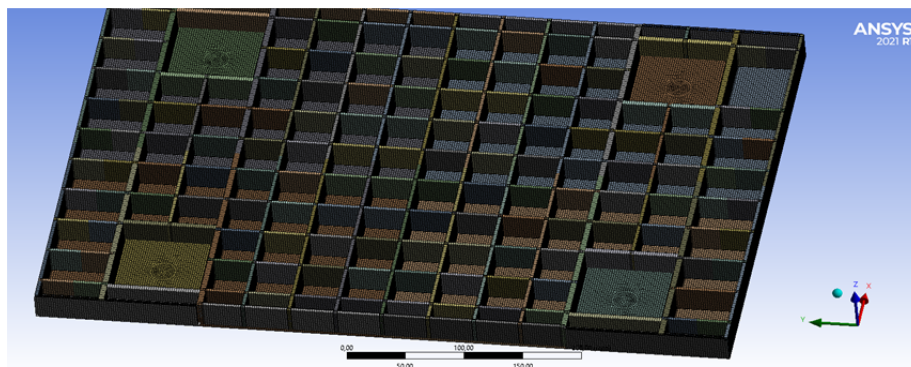


Рис. 5. Цифровая модель двухслойной ортотропной плиты (600×400×27 мм)

Fig. 5. Digital model of a two-layer orthotropic slab (600×400×27 mm)

Изготовление плиты, показанной на рис. 5, не вызывает технологических сложностей. Сборка трехслойной плиты (рис. 4) усложняется монтажом покрывочной плиты (рис. 2). В этом случае используются прорезные швы полного заполнения [12], по периметру покрывочного листа выполняется обварка угловыми швами.

Для соблюдения геометрических характеристик плиты оси прорезных швов должны совпадать с осями поперечных или продольных ребер среднего слоя, а прорезы под швы не должны превышать толщину ребер. Сложное монтажное решение трехслойной плиты имеет ряд конструктивных и технологических концентраторов, что оказывает влияние на прочностные характеристики, которое можно оценить с помощью проведения натурных испытаний.

Нагружая цифровые модели трехслойных плит (рис. 4, 5) равномерно распределенной нагрузкой и установив критерий предел текучести как предельное состояние, соответствующее максимальным напряжениям в опасных точках, используя многофункциональный программный комплекс ANSYS, сопоставляя результаты расчета, получили, что грузоподъемность трехслойной плиты превышает в 6 раз данный показатель двухслойной.

Сопоставление результатов расчета и натурального эксперимента

Была создана цифровая модель трехслойной плиты, используя многофункциональный программный комплекс ANSYS, методом конечных элементов с выявлением мест концентрации напряжений (рис. 6), и проведены натурные испытания модели плиты (рис. 7). В контрольных точках в ходе испытаний фиксировали величину прогиба и сопоставляли с теоретическим расчетом. Экспериментом подтверждена качественная картина вертикальных перемещений плиты, полученных в расчете. Полученные результаты имеют погрешность до 50 %.

В заводских условиях изготовлена трехслойная плита размерами в плане 3000×2000 мм (сталь марки 09Г2С, толщина плиты 250 мм, толщина верхнего и нижнего листов (слоя) 20 мм). Средний слой выполнен из вертикальных листов комбинированной толщины 18 и 20 мм. Опирается плита – шарнир в углублениях со стороны нижнего листа. Равномерно распределенная внешняя нагрузка прикладывается в средней части верхнего листа согласно расчетной схеме.

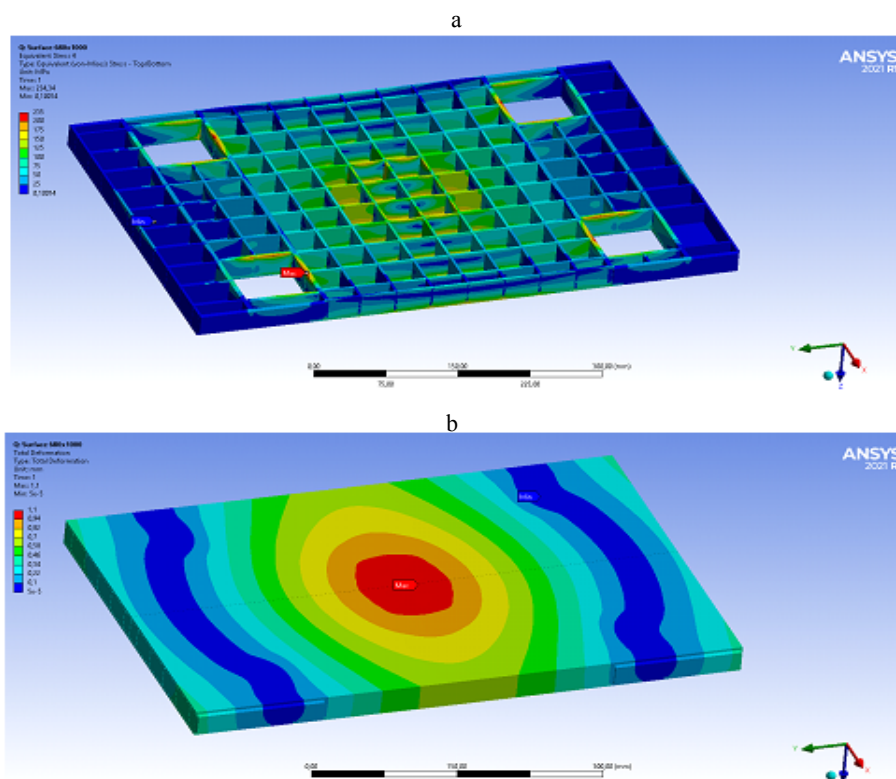


Рис. 6. Результаты конечно-элементного расчета модели трехслойной ортотропной плиты: а – распределение эквивалентных напряжений в ее ребрах и нижнем листе; б – ее вертикальные перемещения

Fig. 6. Results of finite element analysis of a three-layer orthotropic slab model: а – distribution of equivalent stresses in its ribs and bottom sheet; б – its vertical movements

В ходе выполнения работ по изготовлению трехслойной модели плиты формировали прорезные швы полного заполнения, обварили угловыми швами по периметру покрывочных листов, соединение элементов осуществлялось полуавтоматической сваркой в среде углекислого газа (рис. 7). Оси прорезных швов совмещались с основными осями поперечных или продольных ребер среднего слоя, а прорезы для швов выполнялись не больше толщины ребер.

При выполнении сварочных работ возможно появление непроваров и других сварочных дефектов, которые могут инициировать зарождение трещин, которые могут оказать влияние на несущую способность конструкции при приложении нагрузки и использовании в зонах

с отрицательными температурами. Выявление трещиноопасных зон в плите – это актуальная задача, решаемая при проведении натурных испытаний с применением неразрушающего контроля, различных методов диагностики, а также с учетом конструктивных и сварочных концентраторов напряжений.

Прочность и жесткость натурной модели трехслойной плиты, напряженно-деформированное состояние ее элементов определялись расчетным анализом ее конечно-элементной модели с использованием многофункционального программного комплекса ANSYS. Поля напряжений в листах натурной модели плиты показаны на рис. 8.



Рис. 7. Изготовленная модель плиты на стадии испытаний:
а – вид со стороны нижнего листа; б – модель плиты в испытательном стенде

Fig. 7. Manufactured model of the slab at the testing stage:
a – view from the bottom sheet; b – model of the slab in the test bench

Характеристика напряженного состояния	Поле напряжений в элементе плиты	Максимальное значение напряжений, МПа
$\sigma_{\text{экв}}$ (верхний лист)		101
$\sigma_{\text{экв}}$ (нижний лист)		123
$\sigma_{\text{экв}}$ (средний лист)		191
σ (в швах)		97

Рис. 8. Изополя напряжений, возникающие в металлических листах плиты при приложении максимальной нагрузки (1000 кН)
Fig. 8. Stress isofields, occurring in metal plate sheets when applying maximum load (1000 kN)

Обсуждение результатов

Фактические геометрические размеры изготовленной модели плиты отличаются от твердотельной цифровой модели наличием начальных напряжений (сварочных) и начальных искривлений, вызванных внутренними напряжениями (рис. 7а). Этим можно объяснить полученные отклонения экспериментальных и расчетных величин прогибов плиты в контрольных точках. После проведения натурных испытаний выполнили визуальный осмотр плиты – разрушений прорезных швов не выявлено. Выявлены трещины, возникшие при приложении предельной нагрузки на модель плиты, только в сварных швах, по периметру покрывочной плиты.

Конструкции сварных трехслойных плит имеют значительное количество пересечений листового металла и соответственно сварных швов. Использование ручной или полуавтоматической сварки в зонах швов приводит к появлению сварочных дефектов, которые могут оказать влияние на несущую способность конструкции при приложении нагрузки и использовании в зонах с отрицательными температурами. Это требует выявления трещиноопасных зон в конструкциях плит с использованием различных методов, неразрушающего контроля и экспериментального исследования прочности конструктивных форм, содержащих конструктивные и сварочные концентраторы напряжений.

ВЫВОДЫ

1. В статье обоснована техническая возможность конструктивного исполнения стальной трехслойной ортотропной плиты большой грузоподъемности с применением электродуговой сварки.

2. Большое количество пересечений сварных швов в соединениях элементов плит требует выполнения работ приемами, ведущими к снижению сварочных деформаций и предотвращению трещинообразования в пластинах, при эксплуатации в зонах с низкими температурами и воздействием переменных нагрузок.

3. Экспериментальные исследования натурной трехслойной плиты соответствуют данным конечно-элементного расчета. Выявленные при расчете трещиноопасные зоны (пересечение сварных швов, зоны с концентраторами напряжений и др.) необходимо дополни-

тельно экспериментально исследовать на специально разработанных образцах при их квазистатическом нагружении.

ЛИТЕРАТУРА

1. Хьюз, О. Ф. Проектирование судовых корпусных конструкций / О. Ф. Хьюз. Л.: Судостроение, 1988. 360 с.
2. Мост Британия – Britannia Bridge [Электронный ресурс]. Режим доступа: https://ru.wikibrief.org/wiki/Britannia_Bridge.
3. Clark, E. Britannia and Conway Tabular Bridges / E. Clark. London: Thomas Telford Ltd., 1850. Vol. 1. 466 p. <https://doi.org/10.1680/tbactbwgiobaotpomucv1.52185>.
4. The Compressive and Shear Responses of Corrugated and Diamond Lattice Materials / F. Cote [et al.] // International Journal of Solids and Structures. 2006. Vol. 43, No 20. P. 6220–6242. <https://doi.org/10.1016/j.ijsolstr.2005.07.045>.
5. Барабанов, Н. В. Конструкция корпуса морских судов / Н. В. Барабанов. Ленинград: Судостроение, 1969. 696 с.
6. Яковлев, А. А. Стальная трехслойная ортотропная плита и ее работа при квазистатическом нагружении / А. А. Яковлев, Е. А. Мойсейчик, А. Е. Мойсейчик // Теоретическая и прикладная механика: междунар. науч.-техн. сб. Минск: БНТУ, 2023. Вып. 38. С. 201–206.
7. Benson, S. Compartment level progressive collapse analysis of lightweight / S. Benson, J. Downes, R. S. Dow // Marine Structures. 2013. Vol. 31. P. 44–62. <https://doi.org/10.1016/j.marstruc.2013.01.001>.
8. Chatterjee, S. The Design of Modern Steel Bridges / S. Chatterjee. Second edition. Blackwell Science Ltd, Oxford, UK, 2003. 226 p. <https://doi.org/10.1002/9780470774373>.
9. Mangus, A. R. Orthotropic Deck Bridges. Bridge Engineering Handbook / A. R. Mangus, S. Sun. CRC Press, 2000. 690 p. <https://doi.org/10.1002/9780470774373>.
10. Халиулин, В. И. Технология производства композитных конструкций / В. И. Халиулин, А. В. Шапаев. Казань: Изд-во КГТУ – КАИ, 2004. 234 с.
11. Яковлев, А. А. Расчет и испытания ортотропной плиты большой грузоподъемности [Электронный ресурс] / А. А. Яковлев // Проблемы современного строительства: сб. науч. тр., Минск, 23 мая 2023 г. / редкол.: В. В. Бондарь, В. Ф. Зверев, Е. А. Козловский. Минск: БНТУ, 2023. С. 45–58. Режим доступа: rep.bntu.by/handle/data/137752. Дата доступа: 15.11.2023.
12. Алексеев, Г. П. Справочник конструктора-машиностроителя / Г. П. Алексеев, И. С. Мазовер. Ленинград: Судпромгиз, 1961. 449 с.
13. Бельчук, Г. А. Сварные соединения в корпусных конструкциях / Г. А. Бельчук. Ленинград: Судпромгиз, 1969. 279 с.
14. Planterna, F. J. Sandwich construction / F. J. Planterna. New-York, John Wiley and Sons, Inc., 1966. 246p.
15. Kujala, P. Steel Sandwich Panels in Marine Applications / P. Kujala, A. Klanac // Brodogradnja: An International Journal of Naval Architecture and Ocean Engineering for Research and Development. 2005. Vol. 56, No 4. P. 305–314.
16. Dackman, D. Steel sandwich decks in medium span bridges [Electronic Resource] / D. Dackman, W. Ek. Chalmers University of Technology, Göteborg, Sweden, 2015. Mode of access: <https://publications.lib.chalmers.se/records/fulltext/224967/224967.pdf>.
17. Bright, S. R. A New Design for Steel Bridge Decks Using Laser Fabrication / S. R. Bright, J. W. Smith // Structural Engineer. 2007. Vol. 85, No 21. P. 49–57.

18. Caccese, V. Laser Welded Steel Sandwich Panel Bridge Deck Development: Finite Element Analysis and Stake Weld Strength Tests [Electronic Resource] / V. Caccese, S. Yorulmaz. The University of Maine, 2009. Mode of access: <https://rosap.nrl.navy.mil/view/doc/27127>.
19. Ungermann, D. Zur Dauerhaftigkeit Laserstrahlgeschweißter Stahlhohlplatten im Brückenbau / D. Ungermann, C. Rüsse // Stahlbau. 2016. Vol. 85, No 11. P. 733–739. <https://doi.org/10.1002/stab.201610428>.
20. The Stiffness of Laser Stake Welded T-Joints in Web-Core Sandwich Structures / J. Romanoff [et al.] // Thin-Walled Struct. 2007. Vol. 45, No 4. P. 453–462. <https://doi.org/10.1016/j.tws.2007.03.008>.
21. Lok, T. S. Elastic Deflection of Thin-Walled Sandwich Panel / T. S. Lok, Q. H. Cheng // Journal of Sandwich Structures & Material. 1999. Vol. 1, No 4. P. 279–298. <https://doi.org/10.1177/109963629900100403>.
22. O'Connor, D. J. Point Concentrations in Thick-Faced Sandwich Beams / D. J. O'Connor. Journal of Engineering Mechanics. 1988. Vol. 114, No 5. P. 733–752. [https://doi.org/10.1061/\(asce\)0733-9399\(1988\)114:5\(733\)](https://doi.org/10.1061/(asce)0733-9399(1988)114:5(733)).
23. Diffs, J. Multi-Scale Modelling of Corrugated Core Steel Sandwich Panels Subjected to Out-of-Plane Loads [Electronic resource] / J. Diffs, A. Ro. Chalmers University of Technology, Gothenburg, Sweden, 2017. Mode of access: <https://odr.chalmers.se/server/api/core/bitstreams/e990543a-f3e0-4e0c-87e3-9a7ff90caad1/content>.
24. Григорьянц, А. Лазерная сварка сталей больших толщин с применением мощных оптоволоконных и СО₂-лазеров / А. Григорьянц, А. Грезев, В. Грезев // Фотоника. 2012. № 5 (35). С. 38–43.
9. Mangus A. R., Sun S. (2000) *Orthotropic Deck Bridges. Bridge Engineering Handbook*. CRC Press. 690. <https://doi.org/10.1002/9780470774373>.
10. Khaliulin V. I. Shapaev A. V. (2004) *Manufacturing Technology of Composite Structures*. Kazan, Publishing House of Kazan State Technical University – Kazan Aviation Institute. 234 (in Russian).
11. Yakovlev A. A. (2023) Calculation and Testing of Orthotropic Plate with Large Load Capacity. *Problemy sovremennogo stroitel'stva: sb. nauch. tr., Minsk, 23 maya 2023 g.* [Problems of Modern Construction: Collection of Scientific Reports, Minsk, May 23, 2023]. Minsk, BNTU, 45–58. Available at: rep.bntu.by/handle/data/137752 (accessed 15 November 2023) (in Russian).
12. Alekseev G. P., Mazover I. S. (1961) *Handbook of Mechanical Engineering Designer*. Leningrad, Sudpromgiz Publ. 449 (in Russian).
13. Belchuk G. A. (1969) *Welded Joints in Hull Structures*. Leningrad, Sudpromgiz Publ. 279 (in Russian).
14. Planterna F. J. (1966) *Sandwich Construction*. New-York, John Wiley and Sons, Inc. 246.
15. Kujala P., Klanac A. (2005) Steel sandwich Panels in Marine Applications. *Brodogradnja: An International Journal of Naval Architecture and Ocean Engineering for Research and Development*, 56 (4), 305–314.
16. Dackman D., Ek W. (2015) *Steel Sandwich Decks in Medium Span Bridges*. Chalmers University of Technology, Göteborg, Sweden. Available at: <https://publications.lib.chalmers.se/records/fulltext/224967/224967.pdf>.
17. Bright S. R., Smith J. W. (2007) A New Design for Steel Bridge Decks Using Laser Fabrication. *Structural Engineer*, 85 (21), 49–57.
18. Caccese V., Yorulmaz S. (2009) *Laser Welded Steel Sandwich Panel Bridge Deck Development: Finite Element Analysis and Stake Weld Strength Tests*. The University of Maine. Available at: <https://rosap.nrl.navy.mil/view/doc/27127>.
19. Ungermann D., Rüsse C. (2016) Zur Dauerhaftigkeit Laserstrahlgeschweißter Stahlhohlplatten im Brückenbau. *Stahlbau*, 85 (11), 733–739. <https://doi.org/10.1002/stab.201610428>.
20. Romanoff J., Remes H., Socha G., Jutila M., Varsta P. (2007) The Stiffness of Laser Stake Welded T-Joints in Web-Core Sandwich Structures. *Thin-Walled Structures*, 45 (4), 453–462. <https://doi.org/10.1016/j.tws.2007.03.008>.
21. Lok T. S., Cheng Q. H. (1999) Elastic Deflection of Thin-Walled Sandwich Panel. *Journal of Sandwich Structures & Material*, 1 (4), 279–298. <https://doi.org/10.1177/109963629900100403>.
22. O'Connor D. J. (1988) Point Concentrations in Thick-Faced Sandwich Beams. *Journal of Engineering Mechanics*, 114 (5), 733–752. [https://doi.org/10.1061/\(asce\)0733-9399\(1988\)114:5\(733\)](https://doi.org/10.1061/(asce)0733-9399(1988)114:5(733)).
23. Diffs J., Ro A. (2017) *Multi-Scale Modelling of Corrugated Core Steel Sandwich Panels Subjected to Out-of-Plane Loads*. Chalmers University of Technology, Gothenburg, Sweden. Available at: <https://odr.chalmers.se/server/api/core/bitstreams/e990543a-f3e0-4e0c-87e3-9a7ff90caad1/content>.
24. Grigoryants A., Grezev A., Grezev V. (2012) Laser Welding of Thick Steels Using Powerful Fiber Optic and CO₂-Lasers. *Fotonika = Photonics Russia*, (5), 38–43 (in Russian).

Поступила 18.06.2024

Подписана в печать 20.08.2024

Опубликована онлайн 29.11.2024

REFERENCES

1. Hughes O. F. (1988) *Ship Structures Design*. Leningrad, Sudostroenie Publ. 360 (in Russian).
2. *Britannia Bridge*. Available at: https://ru.wikibrief.org/wiki/Britannia_Bridge.
3. Clark E. (1850) *Britannia and Conway Tabular Bridges. Vol. 1*. London, Thomas Telford Ltd. 466. <https://doi.org/10.1680/tbactbwgiobaotpomucv1.52185>.
4. Cote F., Deshpande V. S., Fleck N. A., Evans A. G. (2006) The Compressive and Shear Responses of Corrugated and Diamond Lattice Materials. *International Journal of Solids and Structures*, 43 (20), 6220–6242. <https://doi.org/10.1016/j.ijsolstr.2005.07.045>.
5. Barabanov N. V. (1969) *Ship Hull Design*. Leningrad, Sudostroenie Publ. 696 (in Russian).
6. Yakovlev A. A., Moyseychik E. A., Moyseychik A. E. (2023) Steel Three-Layer Orthotropic Plate and Its Operation under Quasi-Static Loading. *Teoreticheskaya i prikladnaya mekhanika: mezhdunar. nauch.-tekhn. sb* [Theoretical and Applied Mechanics. international scientific and technical collection]. Minsk, BNTU, Iss. 38, 201–206 (in Russian).
7. Benson S., Downes J., Dow R. S. (2013) Compartment Level Progressive Collapse Analysis of Lightweight. *Ship Structures. Marine Structures*, 31, 44–62. <https://doi.org/10.1016/j.marstruc.2013.01.001>.
8. Chatterjee S. (2003) *The Design of Modern Steel Bridges*. Second edition. Blackwell Science Ltd, Oxford, UK. 226. <https://doi.org/10.1002/9780470774373>.
9. Mangus A. R., Sun S. (2000) *Orthotropic Deck Bridges. Bridge Engineering Handbook*. CRC Press. 690. <https://doi.org/10.1002/9780470774373>.
10. Khaliulin V. I. Shapaev A. V. (2004) *Manufacturing Technology of Composite Structures*. Kazan, Publishing House of Kazan State Technical University – Kazan Aviation Institute. 234 (in Russian).
11. Yakovlev A. A. (2023) Calculation and Testing of Orthotropic Plate with Large Load Capacity. *Problemy sovremennogo stroitel'stva: sb. nauch. tr., Minsk, 23 maya 2023 g.* [Problems of Modern Construction: Collection of Scientific Reports, Minsk, May 23, 2023]. Minsk, BNTU, 45–58. Available at: rep.bntu.by/handle/data/137752 (accessed 15 November 2023) (in Russian).
12. Alekseev G. P., Mazover I. S. (1961) *Handbook of Mechanical Engineering Designer*. Leningrad, Sudpromgiz Publ. 449 (in Russian).
13. Belchuk G. A. (1969) *Welded Joints in Hull Structures*. Leningrad, Sudpromgiz Publ. 279 (in Russian).
14. Planterna F. J. (1966) *Sandwich Construction*. New-York, John Wiley and Sons, Inc. 246.
15. Kujala P., Klanac A. (2005) Steel sandwich Panels in Marine Applications. *Brodogradnja: An International Journal of Naval Architecture and Ocean Engineering for Research and Development*, 56 (4), 305–314.
16. Dackman D., Ek W. (2015) *Steel Sandwich Decks in Medium Span Bridges*. Chalmers University of Technology, Göteborg, Sweden. Available at: <https://publications.lib.chalmers.se/records/fulltext/224967/224967.pdf>.
17. Bright S. R., Smith J. W. (2007) A New Design for Steel Bridge Decks Using Laser Fabrication. *Structural Engineer*, 85 (21), 49–57.
18. Caccese V., Yorulmaz S. (2009) *Laser Welded Steel Sandwich Panel Bridge Deck Development: Finite Element Analysis and Stake Weld Strength Tests*. The University of Maine. Available at: <https://rosap.nrl.navy.mil/view/doc/27127>.
19. Ungermann D., Rüsse C. (2016) Zur Dauerhaftigkeit Laserstrahlgeschweißter Stahlhohlplatten im Brückenbau. *Stahlbau*, 85 (11), 733–739. <https://doi.org/10.1002/stab.201610428>.
20. Romanoff J., Remes H., Socha G., Jutila M., Varsta P. (2007) The Stiffness of Laser Stake Welded T-Joints in Web-Core Sandwich Structures. *Thin-Walled Structures*, 45 (4), 453–462. <https://doi.org/10.1016/j.tws.2007.03.008>.
21. Lok T. S., Cheng Q. H. (1999) Elastic Deflection of Thin-Walled Sandwich Panel. *Journal of Sandwich Structures & Material*, 1 (4), 279–298. <https://doi.org/10.1177/109963629900100403>.
22. O'Connor D. J. (1988) Point Concentrations in Thick-Faced Sandwich Beams. *Journal of Engineering Mechanics*, 114 (5), 733–752. [https://doi.org/10.1061/\(asce\)0733-9399\(1988\)114:5\(733\)](https://doi.org/10.1061/(asce)0733-9399(1988)114:5(733)).
23. Diffs J., Ro A. (2017) *Multi-Scale Modelling of Corrugated Core Steel Sandwich Panels Subjected to Out-of-Plane Loads*. Chalmers University of Technology, Gothenburg, Sweden. Available at: <https://odr.chalmers.se/server/api/core/bitstreams/e990543a-f3e0-4e0c-87e3-9a7ff90caad1/content>.
24. Grigoryants A., Grezev A., Grezev V. (2012) Laser Welding of Thick Steels Using Powerful Fiber Optic and CO₂-Lasers. *Fotonika = Photonics Russia*, (5), 38–43 (in Russian).

Received: 18.06.2024

Accepted: 20.08.2024

Published online: 29.11.2024

<https://doi.org/10.21122/2227-1031-2024-23-6-481-491>

УДК 625.85.06

Оценка реальных условий эксплуатации и фактических температурных изменений при моделировании состава конструктивных слоев асфальтобетона

Акад. НАН Беларуси, докт. техн. наук, проф. Б. М. Хрусталеv¹⁾, Лю Тингоу²⁾,
канд. техн. наук, доц. В. Д. Сизов¹⁾, Ли Чжуньюй³⁾, докт. техн. наук, проф. А. В. Бусел⁴⁾,
магистр техн. наук П. П. Яцевич¹⁾, А. А. Афанасенко¹⁾, Хоу Дехуа³⁾

¹⁾Белорусский национальный технический университет (Минск, Республика Беларусь),

²⁾Компания «Хэнань Гаоюань по технологии обслуживания автомагистралей»
(провинция Хэнань, Китайская Народная Республика),

³⁾Хэнаньская ключевая лаборатория высококачественных технологий диагностики
и обслуживания автомагистралей (провинция Хэнань, Китайская Народная Республика),

⁴⁾Республиканское дочернее унитарное предприятие «Белорусский дорожный научно-исследовательский
институт «БелдорНИИ» (Минск, Республика Беларусь)

Реферат. Все типы усовершенствованных дорожных покрытий работают в экстремальных условиях, с точки зрения воздействия нагрузок и температур. Степень этих влияний моделируется стандартизированными испытаниями, которые воспроизводят, как правило, только нагрузку при постоянной температуре. Основываясь на данных результатах, к материалам конструктивных слоев предъявляются требования, которые не полностью отражают ряд особенностей их работы в дорожном покрытии. Фактически не учитываются основные температурные воздействия и температурно-физические изменения, протекающие в асфальтобетоне, что может привести к недостаточной долговечности и надежности. Эти изменения включают в себя реакции материала на колебания температуры, что может вызвать внутрискруктурные изменения и привести к повышенному трещинообразованию и ухудшению эксплуатационных характеристик. В нашей работе мы провели исследования по определению теплофизических параметров материала верхних конструктивных слоев дорожной одежды, таких как коэффициенты теплопроводности, теплоемкости, теплового расширения (сжатия). Отличительной особенностью наших экспериментов было отслеживание и определение теплофизических показателей в динамике процесса температурных изменений. В статье представлены результаты локальных экспериментальных исследований опытных образцов асфальтобетона по определению коэффициентов теплового линейного расширения, теплопроводности и теплоемкости при заданных перепадах температур. Учитывая важность этих характеристик, необходимо пересмотреть требования к материалам конструктивных слоев с целью обеспечения моделирования реальных условий эксплуатации и учета фактических температурных изменений. Основным результатом проведенных исследований можно считать выработанную методику дальнейшей работы, в которой планируется произвести учет градиента и скорости изменения температур, крупности каменного заполнителя, изменение реологических характеристик в зависимости от изменения температуры. Исследования, представленные в статье, выполнены в рамках проекта сотрудничества белорусских и китайских ученых и специалистов «Студия выдающихся зарубежных ученых по экологически чистым низкоуглеродным технологиям строительства и содержания дорожных покрытий» (грант № GZS2022004).

Ключевые слова: асфальтобетонная смесь, асфальтобетон, теплофизические характеристики, коэффициент теплопроводности, коэффициент теплоемкости, коэффициент теплового расширения, градиент температур, реологические характеристики, линейные размеры, стационарный тепловой поток, термическое сопротивление

Для цитирования: Оценка реальных условий эксплуатации и фактических температурных изменений при моделировании состава конструктивных слоев асфальтобетона / Б. М. Хрусталеv [и др.] // *Наука и техника*. 2024. Т. 23, № 6. С. 481–491. <https://doi.org/10.21122/2227-1031-2024-23-6-481-491>

Адрес для переписки

Хрусталеv Борис Михайлович
Белорусский национальный технический университет
пр. Независимости, 65,
20113, г. Минск, Республика Беларусь
Тел.: +375 17 293-93-52
tg_v_fes@bntu.by

Address for correspondence

Khroustalev Boris M.
Belarusian National Technical University
65, Nezavisimosty Ave.,
220013, Minsk, Republic of Belarus
Тел.: +375 293-93-52
tg_v_fes@bntu.by

Evaluation of Real Operating Conditions and Actual Temperature Changes when Modeling the Composition of Asphalt Concrete Structural Layers

B. M. Khroustalev¹⁾, Liu Tingguo²⁾, V. D. Sizov¹⁾, Li Zhongyu³⁾, A. V. Busel⁴⁾, P. P. Yatsevich¹⁾, A. A. Afanasenka¹⁾, Hou Dehua³⁾

¹⁾Belarusian National Technical University (Minsk, Republic of Belarus),

²⁾Henan Gaoyuan Highway Maintenance Technology Co. Ltd. (Henan, People's Republic of China),

³⁾Henan Key Laboratory of High Grade Highway Detection and Maintenance Technology (Henan, People's Republic of China),

⁴⁾Republican Subsidiary Unitary Enterprise "Belarusian Road Research Institute "BeldorNII" (Minsk, Republic of Belarus)

Abstract. All types of improved pavements operate under extreme conditions in terms of loads and temperatures. The degree of these influences is modeled by standardized tests, which, as a rule, reproduce only the load at a constant temperature. Based on these results, requirements are imposed on the materials of structural layers that do not fully reflect a number of features of their performance in road pavements. In fact, the main temperature effects and temperature-physical changes occurring in asphalt concrete are not taken into account, which can lead to insufficient durability and reliability. These changes include the material's response to temperature fluctuations, which can cause infrastructural changes and lead to increased cracking and poor performance. In our work, we conducted research to determine the thermophysical parameters of the material of the upper structural layers of road pavement, such as the coefficients of thermal conductivity, heat capacity, and thermal expansion (compression). A distinctive feature of our experiments was the tracking and determination of thermophysical indicators in the dynamics of the process of temperature changes. The article presents the results of local experimental studies of proto-types of asphalt concrete to determine the coefficients of thermal linear expansion, thermal conductivity and heat capacity at given temperature differences. Given the importance of these characteristics, it is necessary to reconsider the requirements for materials of structural layers in order to ensure that realistic operating conditions are simulated and actual temperature changes are taken into account. The main result of the research can be considered the developed methodology for further work, in which it is planned to take into account the gradient and rate of temperature change, the size of the stone aggregate, and the change in rheological characteristics depending on the temperature change. The research presented in the article was carried out within the framework of the cooperation project between Belarusian and Chinese scientists and specialists "Studio of Outstanding Foreign Scientists on Environmentally Friendly Low-Carbon Technologies for the Construction and Maintenance of Road Pavements" (Grant No GZS2022004).

Keywords asphalt concrete mixture, asphalt concrete, thermophysical characteristics, thermal conductivity coefficient, heat capacity coefficient, thermal expansion coefficient, temperature gradient, rheological characteristics, linear dimensions, stationary heat flow, thermal resistance

For citation: Khroustalev B. M., Tingguo Liu, Sizov V. D., Zhongyu Li, Busel A. V., Yatsevich P. P., Afanasenka A. A., Dehua Hou (2024) Evaluation of Real Operating Conditions and Actual Temperature Changes when Modeling the Composition of Asphalt Concrete Structural Layers. *Science and Technique*. 23 (6), 481–491. <https://doi.org/10.21122/2227-1031-2024-23-5-481-491> (in Russian)

Введение

Создание дорожных покрытий нежесткого типа, устойчивых к деформациям при высоких температурах, напрямую связано с их способностью предотвращать трещинообразование в зимний период [1, 2]. Это требует сохранения необходимой деформативности (пластичности) при отрицательных температурах [3]. Существенные температурные колебания способствуют образованию поперечных и продольных трещин в асфальтобетонных покрытиях. При этом величина градиента и скорость его нарастания являются критическими значениями [4]. Проблема влияния пониженных температур на трещинообразование остается актуальной.

Согласно существующим расчетам, увеличение транспортной нагрузки требует повышения общего модуля упругости [5], что достигается увеличением толщины или прочности слоев дорожной конструкции. Были зафиксированы случаи появления трещин в покрытиях, которые не подвергались транспортным нагрузкам после укладки [6]. Не учитывается взаимодействие между слоями и их совместимость, включая тепловое расширение, что критично для деформативной способности и устойчивости к трещинам дорожной конструкции.

Коэффициент температурного расширения цементобетона примерно в 20 раз меньше [7], чем у асфальтобетона [8]. Из-за сцепления

между конструктивными слоями, исключаящего их относительное смещение, это различие становится причиной возникновения температурных трещин. В настоящее время дорожные конструкции проектируются с учетом сопротивления растяжению и изгибу, упругого прогиба, осушения, а также воздействия избыточной влаги и сезонного промерзания для обеспечения морозоустойчивости. Однако внешние тепловые воздействия, температурная деформативность строительных материалов и совместимость слоев по температурным характеристикам часто не учитываются.

Появление температурных напряжений, особенно при неравномерном распределении, вызывает температурные деформации [9, 10], способствующие образованию трещин. Величина температурной деформации покрытия зависит от коэффициента температурного расширения, деформативности материала, скорости охлаждения и конечной температуры.

Коэффициент линейного температурного расширения асфальтобетона – это характеристика, определяющая степень изменения линейных размеров материала при изменении температуры [11, 12], выражающаяся в единицах длины на единицу длины на градус Цельсия ($^{\circ}\text{C}^{-1}$). Он критически важен для оценки деформативных свойств асфальтобетона, поскольку температурные колебания приводят к значительным деформациям и образованию трещин в дорожном покрытии. Высокий коэффициент указывает на выраженное линейное расширение при температурных изменениях, что необходимо учитывать при проектировании и анализе долговечности дорожных конструкций.

Коэффициент линейного температурного расширения асфальтобетона зависит от вязкости и содержания вяжущего, а также от температуры испытаний. Максимальные значения этого коэффициента наблюдаются в температурном интервале от 0 до -10°C , тогда как минимальные значения фиксируются при температурах ниже -30°C . Сравнительный анализ коэффициентов линейного температурного расширения теплого асфальтобетона при охлаждении и нагреве, проведенный в широком температурном диапазоне (от $+20$ до -50°C), показал, что этот коэффициент всегда выше

при охлаждении, независимо от числа циклов охлаждения.

Исследование циклического изменения температуры (охлаждение–нагрев) в отношении деформаций асфальтобетона выявило разброс значений коэффициентов (до 10 %) при многократных циклах охлаждения и нагрева. При этом зависимости коэффициента от частоты температурных изменений не обнаружено.

Коэффициент теплопроводности асфальтобетона – это параметр, характеризующий теплопередачу материала. Он определяет количество теплоты, передающейся через единичную площадь асфальтобетона при градиенте температуры в один градус Кельвина и выражается в ваттах на метр на кельвин ($\text{Вт}/(\text{м}\cdot\text{К})$) [13]. Данный коэффициент критически важен для анализа тепловых характеристик дорожных покрытий, поскольку: позволяет оценить скорость теплообмена с окружающей средой; влияет на риск образования трещин при изменении температурных условий; определяет поведение материала при различных климатических условиях, что критично для долговечности дорожной конструкции. Коэффициент теплопроводности зависит от составных компонентов асфальтобетона, включая содержание вяжущего и добавок.

Удельная теплоемкость асфальтобетона – это термодинамический параметр, определяющий количество тепловой энергии, необходимое для повышения температуры единицы массы асфальтобетона на один градус Цельсия (или кельвин). Она выражается в джоулях на килограмм на кельвин ($\text{Дж}/(\text{кг}\cdot\text{К})$). Этот показатель позволяет определить, сколько энергии требуется для изменения температуры асфальтобетонного покрытия, что критично при проектировании в условиях переменных температур, указывает на скорость нагрева и охлаждения покрытия в ответ на изменения температуры окружающей среды, влияет на устойчивость материала к термическим деформациям и трещинообразованию. Значение удельной теплоемкости асфальтобетона, как и в случае коэффициента теплопроводности, зависит от его состава, включая содержание вяжущего, добавок и других компонентов, что может изменять термические свойства композита в целом.

Методика проведения исследований

Определение коэффициента теплопроводности выполнялось методом стационарного теплового потока. Для этого изготовлен образец в виде плиты размером 300×300 мм и толщиной 80 мм. Внешний вид образца представлен на рис. 1. Датчики плотности теплового потока размещены на «теплой» стороне образца в ключевых зонах: q_1, q_3, q_6 – на гладкой поверхности сплошной части; q_2 – в клеевом стыке фрагментов образца. Датчики температур t_2 и t_3 установлены на средней части «теплой» и «холодной» поверхностей образца соответственно. Температура внутреннего воздуха в помещении контролировалась датчиком t_1 , а температура холодного воздуха в морозильной камере – датчиком t_4 . Схема расположения датчиков, а также схема и внешний вид экспериментальной установки представлены на рис. 2.

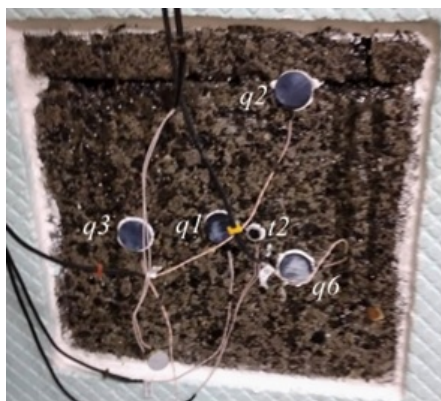


Рис. 1. Вид со стороны, противоположной морозильной камере

Fig. 1. View from the side opposite the freezer

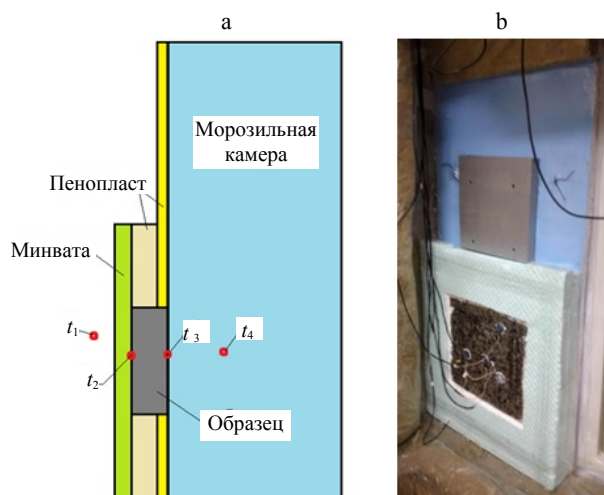


Рис. 2. Фрагмент экспериментальной установки (для наглядности минераловатная плита не установлена): а – схема установки; б – внешний вид

Fig. 2. Fragment of the experimental setup (the mineral wool board is not installed for clarity): а – installation diagram; б – appearance

Исследуемый образец был вклеен в плиты из пенопласта и закреплен в проеме морозильной камеры. С внутренней («теплой») стороны к исследуемому образцу и плите пенопласта прикреплена сплошная минераловатная плита. После включения морозильной камеры и достижения стационарного теплового режима производился сбор данных с датчиков плотности теплового потока и температур.

Для оценки удельной теплоемкости изготовлены два образца круглого сечения диаметром 100 мм и толщиной 50 мм. Внешний вид образцов представлен на рис. 3. Плотность образца 1 составила $\rho_1 = 2395$ кг/м³, а плотность образца 2 равнялась $\rho_2 = 2438$ кг/м³.

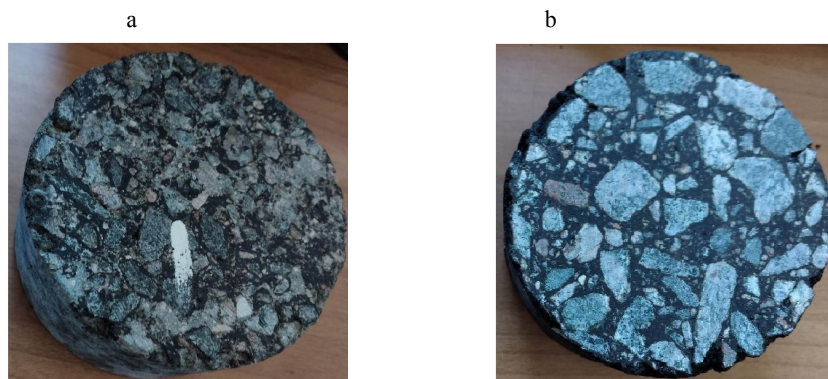


Рис. 3. Образцы для определения удельной теплоемкости: а – образец 1; б – образец 2

Fig. 3. Samples for determining specific heat capacity: а – sample 1; б – sample 2

Определение удельной теплоемкости образцов осуществлялось путем измерения количества теплоты, выделяемой каждым образцом при охлаждении в морозильной камере. Для этого образцы были вклеены в плиту из пенопласта, при этом с каждой стороны каждого образца размещались три датчика плотности теплового потока и один датчик температуры поверхности (рис. 4, 5). Поскольку тепловой

поток через боковые поверхности образцов можно считать незначительным, это объясняется тем, что используемая плита из пенопласта имеет массу, в 66 раз меньшую, и коэффициент теплопроводности, как минимум, в 12,5 раза меньший, чем у образцов. Затем вся установка помещалась в морозильную камеру. Многоканальный контроллер фиксировал средние значения параметров с интервалом в одну минуту.

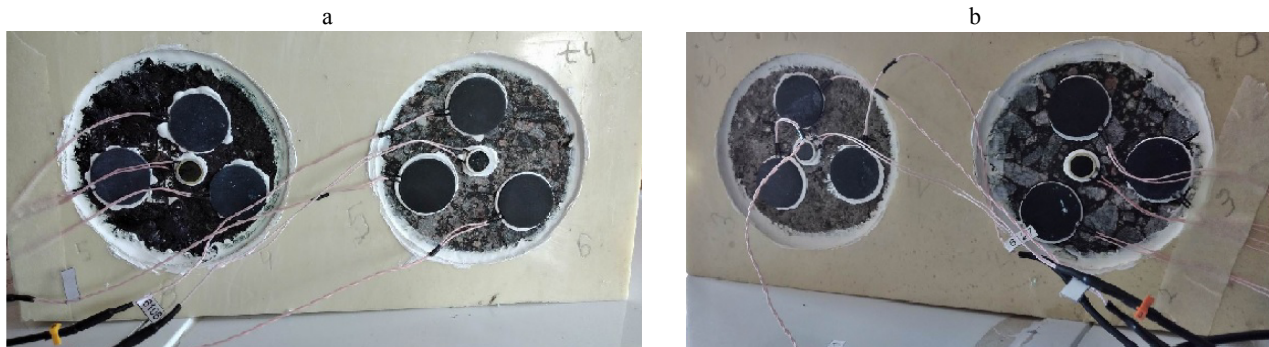


Рис. 4. Внешний вид исследуемых образцов, вклеенных в плиту пенопласта с размещенными на их поверхностях датчиками: а – сторона 1; б – сторона 2

Fig. 4. External view of the investigated samples embedded in a foam board, with sensors placed on their surfaces: а – side 1; б – side 2

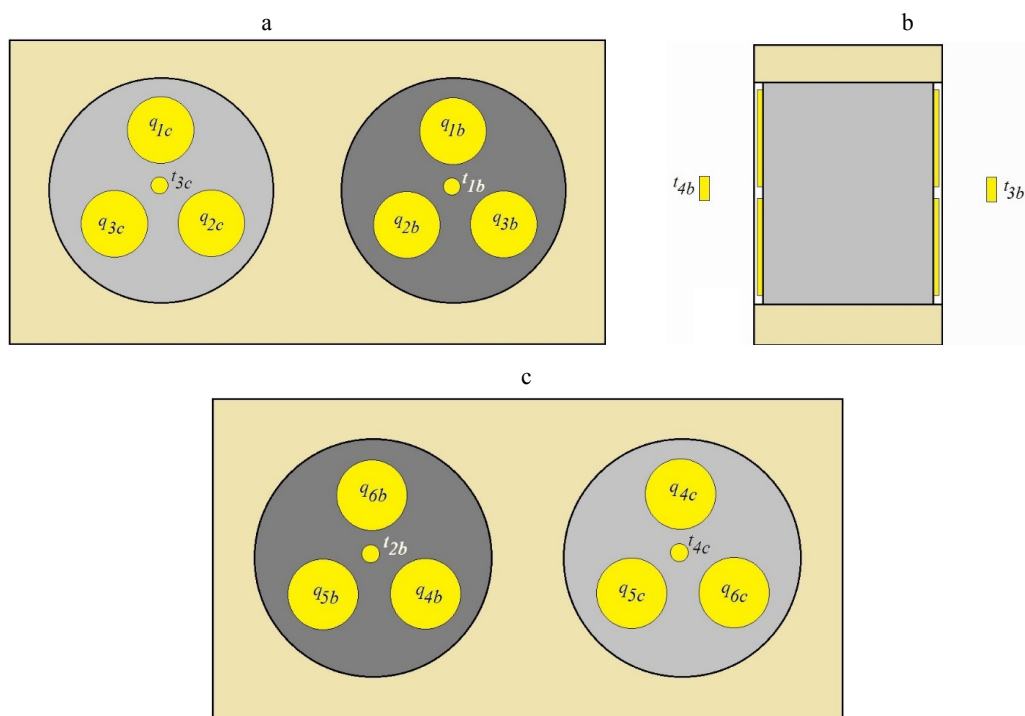


Рис. 5. Принципиальная схема расположения исследуемых образцов, вклеенных в плиту пенопласта, с размещенными на их поверхностях датчиками и датчиками температур внутреннего воздуха в морозильной камере: а – сторона 1; б – поперечный разрез; с – сторона 2

Fig. 5. Schematic diagram of the placement of the investigated samples embedded in a foam board, with sensors on their surfaces and temperature sensors for the internal air in the freezer: а – side 1; б – cross section; с – side 2

Датчики плотности тепловых потоков фиксировали количество теплоты, передаваемой образцами через их наружные поверхности в объем морозильной камеры. Для последующих расчетов были использованы следующие значения площадей поверхности образцов для каждого датчика плотности теплового потока:

– диаметр образцов составляет 100 мм, соответственно площадь одной из наружных поверхностей каждого образца $f = 0,00785 \text{ м}^2$;

– площадь наружной поверхности, приходящаяся на один датчик плотности теплового потока (условно), составляет $f_1 = f/3 = 0,00262 \text{ м}^2$.

Измерения проводились до достижения стабилизации температур на поверхностях каждого из образцов с обеих сторон.

Для определения коэффициентов теплового линейного расширения были изготовлены три образца: образец 1 (рис. 6а), прямоугольный параллелепипед квадратного сечения $50,7 \text{ мм} \times 50,3 \text{ мм}$ длиной $407,76 \text{ мм}$ при

температуре $25,4 \text{ }^\circ\text{C}$, масса 2615 г , плотность 2513 кг/м^3 ; образец 2 (рис. 6б), прямоугольный параллелепипед квадратного сечения $50,8 \text{ мм} \times 50,8 \text{ мм}$ длиной $408,66 \text{ мм}$ при температуре $25,4 \text{ }^\circ\text{C}$, масса 2460 г , 2330 кг/м^3 ; образец 3 (рис. 6с), прямоугольный параллелепипед квадратного сечения $48,5 \text{ мм} \times 49,0 \text{ мм}$ длиной $400,01 \text{ мм}$ при температуре $25,4 \text{ }^\circ\text{C}$, масса 2215 г , 2330 кг/м^3 .

Коэффициент теплового линейного расширения – это относительное изменение линейных размеров тела, происходящее в результате изменения его температуры на 1 К ($1 \text{ }^\circ\text{C}$) при постоянном давлении:

$$\alpha_L \approx \frac{\Delta l}{l \Delta T}, \text{ К}^{-1} \text{ или } (^\circ\text{C}^{-1}), \quad (1)$$

где Δl – изменение линейных размеров тела, м; l – начальный линейный размер, м; ΔT – изменение температуры тела, К ($^\circ\text{C}$).

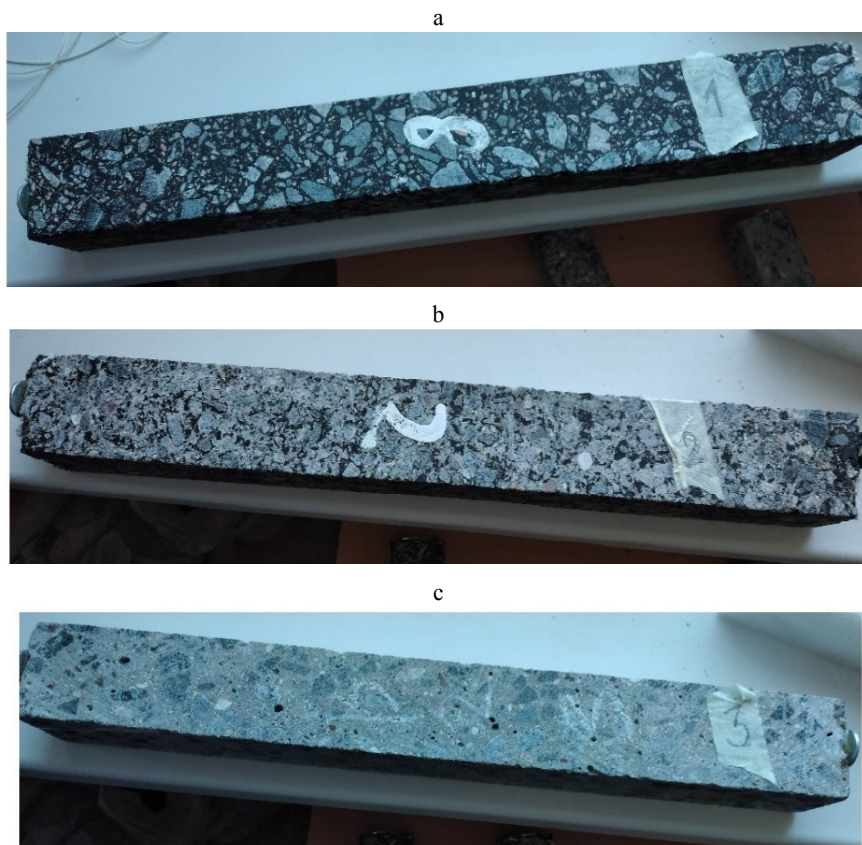


Рис. 6. Образцы для определения коэффициента теплового линейного расширения:

а – образец 1; б – образец 2; с – образец 3

Fig. 6. Samples for determining the coefficient of linear thermal expansion:

а – sample 1; б – sample 2; с – sample 3

Для контроля изменения линейного размера (длины) на торцах образцов приклеены реперы. Линейные размеры контролировались с помощью микрометра. Выдержка образцов перед каждой серией испытаний составляла не менее трех суток после завершения предыдущей.

Первая серия измерений выполнялась при изменении температуры образцов от 24,6 до 54 °С в сушильном шкафу. Вторая серия измерений выполнялась при изменении температуры образцов от 26,5 до –20,0 °С в морозильной камере. Третья серия измерений выполнялась при изменении температуры образцов от 18,0 °С (комнатная) до –20,0 °С в морозильной камере.

Результаты испытаний

Результаты испытаний по определению коэффициента температурного расширения (сжатия) представлены в табл. 1–3.

Таблица 1

Результаты измерений при нагревании образцов от температуры 24,6 до 54,0 °С

Results of measurements during the heating of samples from temperature of 24.6 to 54.0 °C

	l_1 , м	l_2 , м	Δl , м	ΔT , °С	α_L , °С ⁻¹
Образец 1	0,40776	0,41371	0,00595	29,4	0,0004963
Образец 2	0,40866	0,41008	0,00142	29,4	0,0001182
Образец 3	0,40001	0,40008	0,00007	29,4	0,0000060

Таблица 2

Результаты измерений при первом охлаждении образцов от температуры 26,5 до –20,0 °С

Results of measurements during the first cooling of samples from temperature of 26.5 to –20.0 °C

	l_1 , м	l_2 , м	Δl , м	ΔT , °С	α_L , °С ⁻¹
Образец 1	0,412	0,409	–0,003	46,5	0,0001566
Образец 2	0,4096	0,4072	–0,0024	46,5	0,0001260
Образец 3	0,3995	0,3983	–0,0012	46,5	0,0000646

Таблица 3

Результаты измерений при втором охлаждении образцов от температуры 18,0 до –20,0 °С

R Results of measurements during the second cooling of samples from temperature of 18.0 to –20.0 °C

	l_1 , м	l_2 , м	Δl , м	ΔT , °С	α_L , °С ⁻¹
Образец 1	0,41114	0,41024	–0,0009	38,0	0,0000576
Образец 2	0,40873	0,40868	–0,00005	38,0	0,0000032
Образец 3	0,39965	0,39963	–0,00002	38,0	0,0000013

В результате стендовых исследований получены следующие результаты:

образец 1 (рис. 6а):

– при нагревании образца от температуры 24,6 до 54,0 °С коэффициент теплового линейного расширения составил $\alpha_L = 0,0005$ °С⁻¹;

– при первом охлаждении образца от 26,5 до –20,0 °С $\alpha_L = 0,00016$ °С⁻¹;

– при втором охлаждении образца от 18,0 до –20,0 °С $\alpha_L = 0,00006$ °С⁻¹;

образец 2 (рис. 6б):

– при нагревании образца от температуры 24,6 до 54,0 °С коэффициент теплового линейного расширения составил $\alpha_L = 0,00012$ °С⁻¹;

– при первом охлаждении образца от 26,5 до –20,0 °С $\alpha_L = 0,00013$ °С⁻¹;

– при втором охлаждении образца от 18,0 до –20,0 °С $\alpha_L = 0,000003$ °С⁻¹;

образец 3 (рис. 6с):

– при нагревании образца от температуры 24,6 до 54,0 °С коэффициент теплового линейного расширения составил $\alpha_L = 0,000006$ °С⁻¹;

– при первом охлаждении образца от 26,5 до –20,0 °С $\alpha_L = 0,000065$ °С⁻¹;

– при втором охлаждении образца от 18,0 до –20,0 °С $\alpha_L = 0,0000013$ °С⁻¹.

Значения линейного расширения асфальтобетона, приводимые в научной литературе, преимущественно находятся в диапазоне 0,00001–0,00007 °С⁻¹. При нагреве и первичном охлаждении полученные значения коэффициентов теплового линейного расширения как для образца 1, так и для образца 2 имели одинаковый порядок.

Термическое сопротивление однородной ограждающей конструкции, а также слоя многослойной конструкции R , м²·°С/Вт, определяется по формулам:

– расчетным путем

$$R = \frac{\delta}{\lambda}, \text{ м}^2 \cdot \text{°C/Вт}, \quad (7)$$

где δ – толщина слоя, м; λ – коэффициент теплопроводности материала однослойной или слоя многослойной ограждающей конструкции, Вт/(м·°С);

– по результатам стендовых измерений

$$R = \frac{t_b - t_n}{q}, \text{ м}^2 \cdot \text{°C/Вт}, \quad (8)$$

где t_b – температура поверхности образца со стороны помещения t_2 , °C; t_n – то же со стороны морозильной камеры t_3 , °C; q – средняя плотность теплового потока для рассматриваемого участка, Вт/м².

Из равенства результатов обеих формул следует

$$\frac{\delta}{\lambda} = \frac{t_b - t_n}{q}. \quad (9)$$

Из этого равенства и получаем формулу для расчета коэффициента теплопроводности по результатам измерений методом стационарного теплового потока

$$\lambda = \frac{\delta q}{t_b - t_n}, \text{ Вт/(м} \cdot \text{°C)}, \quad (10)$$

При установившемся стационарном тепловом режиме получены следующие результаты:

$$q_1 = 30,7 \text{ Вт/м}^2; q_2 = 37,5 \text{ Вт/м}^2; q_3 = 30,8 \text{ Вт/м}^2; q_6 = 32,6 \text{ Вт/м}^2;$$

$$t_1 = 23,6 \text{ °C}; t_2 = -15,3 \text{ °C}; t_3 = -20,2 \text{ °C}; t_4 = -28,1 \text{ °C}.$$

В соответствии с результатами экспериментальных исследований получены значения коэффициентов теплопроводности для участков исследуемого образца:

– по глади сплошной части образца – участок 1: $\lambda_1 = 0,501 \text{ Вт/(м} \cdot \text{°C)}$; участок 3: $\lambda_3 = 0,503 \text{ Вт/(м} \cdot \text{°C)}$; участок 6: $\lambda_6 = 0,532 \text{ Вт/(м} \cdot \text{°C)}$;
– клеевой стык фрагментов образца: участок 2: $\lambda_2 = 0,612 \text{ Вт/(м} \cdot \text{°C)}$.

Количество теплоты на нагревание или охлаждение тела Q , Вт, определяется по формуле

$$Q = 0,28cm\Delta t, \text{ Вт}, \quad (11)$$

где m – масса тела, кг; c – удельная теплоемкость тела, кДж/(кг·°C); Δt – разность начальной и конечной температур тела после его нагревания или охлаждения, °C.

Соответственно удельная теплоемкость будет определяться по формуле

$$c = \frac{Q}{0,28m\Delta t}, \text{ кДж/(кг} \cdot \text{°C)}. \quad (12)$$

Начальная температура образца 1 составляла $t_n = 23,4 \text{ °C}$. Стабилизация температуры поверхностей образца 1 в процессе его охлаждения произошла при значениях $t_{3,4} = -25,9 \text{ °C}$ через 6 ч (361 мин). Значения плотностей тепловых потоков на поверхности образца 1 после стабилизации температуры наружных поверхностей, т. е. в конечной точке измерений, представлены в табл. 4.

Таблица 4

Значения плотностей тепловых потоков на поверхности образца 1 после стабилизации температуры наружных поверхностей
Values of heat flux densities on the surface of sample 1 after stabilization of the external surface temperatures

q_1 , Вт/м ²	q_2 , Вт/м ²	q_3 , Вт/м ²	q_4 , Вт/м ²	q_5 , Вт/м ²	q_6 , Вт/м ²
5,3	7,5	5,7	8,9	9,2	6,1

По формуле $\frac{\delta}{\lambda} = \frac{t_b - t_n}{q}$, приняв из преды-

дущего эксперимента коэффициент теплопроводности $\lambda = 0,503 \text{ Вт/(м} \cdot \text{°C)}$, получаем значение температуры в средней части образца $t_{3,4\text{центр}} = -25,6 \text{ °C}$. Таким образом, средняя температура образца в конечной точке измерений составляет $t_{cp} = -25,75 \text{ °C}$.

Разность начальной и конечной температур образца 1 после его охлаждения составила

$$t_b - t_n = 23,4 - (-25,75) = 49,15 \text{ °C}.$$

Количество теплоты на охлаждение образца Q , Вт, в процессе эксперимента определяется по формуле

$$Q = \sum (q_i \cdot f_i / 60), \text{ Вт}, \quad (13)$$

где $f_i = f_1 = f_3 = 0,00262 \text{ м}^2$; q_i – плотность теплового потока, фиксируемая каждым датчиком за период измерений, т. е. 361 – значение плотности теплового потока для каждого датчика, Вт/м².

За весь период измерений количество теплоты на охлаждение образца составило: $Q = 7,83311$ Вт.

Соответственно удельная теплоемкость образца 1 составила

$$c = \frac{7,83311}{0,28 \cdot 0,94 \cdot 49,15} = 0,606, \text{ кДж/(кг} \cdot \text{°C)}.$$

Как видно, полученное значение отличается от справочных значений. Таким образом, можно сделать вывод, что для получения более точных данных необходимо продолжить исследования по предлагаемой программе.

В связи с тем, что компоненты асфальтобетона с изменением температуры и крупности изменяют свои реологические характеристики, необходимо определить коэффициенты линейного расширения в следующих интервалах температур:

20,0–60,0 °C – пределы летнего нагрева дорожного покрытия, когда битум максимально пластичный;

0–20,0 °C – интервал, когда битум теряет вязкость;

(–18,0)–0 °C – интервал, когда битум сохраняет пластичность;

(–28,0)–(–18,0) °C – интервал от минимальной температуры охлаждения покрытия дороги до температуры стеклования битума.

В каждом из указанных интервалов структура материалов будет деформироваться по-своему. Зная коэффициенты расширения в каждом интервале и температуру устройства покрытия, можно будет рассчитать сезонные деформации и напряжения в покрытии. Если напряжения будут превосходить предел прочности материала на растяжение, необходимо устраивать деформационные швы. Можно будет рассчитать расстояние между швами.

Теплоемкость и теплопроводность нужны для определения внутренних напряжений в структуре материала при перепадах температур. Нужно определить градиенты перепадов температур при радиационном нагреве или резком охлаждении воздуха и показатели температурного расширения–сжатия компонентов асфальтобетонов по глубине слоя.

ВЫВОДЫ

1. Аналитические и локальные экспериментальные исследования проведены в рамках совместного проекта белорусских и китайских ученых и специалистов под названием «Студия выдающихся зарубежных ученых по экологически чистым низкоуглеродным технологиям строительства и содержания дорожных покрытий» (грант № GZS2022004). Результаты показали, что асфальтобетон имеет сложную структуру, характеризующуюся изменчивыми физико-техническими и теплофизическими свойствами каждого элемента.

2. Результаты данных исследований являются составляющей частью цикла исследований, выполненных совместно белорусскими и китайскими исследователями [14–19], и рекомендуются как методика для определения физико-технических и теплофизических характеристик асфальтобетона.

3. Физико-технические и теплофизические характеристики отдельных компонентов зависят от их взаимодействия с другими, что в конечном итоге влияет на общие деформационные свойства материала.

4. Для разработки алгоритма подбора состава асфальтобетона из его составляющих необходимо продолжить исследования в данном направлении согласно предложенной программе.

5. Технология приготовления компонентов асфальтобетонных смесей позволяет использовать широкий спектр вторичных материалов (после регенерации) с восстановлением до 90 % первоначальной прочности, варьируя которые можно в широком диапазоне изменять физико-технические и теплофизические характеристики конструктивного слоя асфальтобетона с целью оптимизации его эксплуатационных характеристик.

ЛИТЕРАТУРА

1. Долговечные асфальтобетонные покрытия автомобильных дорог, мостов и улиц / В. А. Веренько [и др.]. Минск: Арт Дизайн, 2015. 296 с.
2. Ghafari, S. R-Curve Behavior and Crack Propagation Properties of Asphalt Concrete at Low Temperatures / S. Ghafari, F. M. Nejad // Journal of Civil Engineering

- and Management. 2015. Vol. 21, No 5. P. 559–570. <https://doi.org/10.3846/13923730.2014.890653>.
3. A Full-Scale Field Experiment to Study the Hydrothermal Behavior of the Multilayer Asphalt Concrete Pavement in Cold Regions / Di Wu [et. al.] // *Construction and Building Materials*. 2021. Vol. 267. Art. 121855. <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2020.121855>.
 4. Rith, M. Reflective Cracking from Thermal Loading in Asphalt–Concrete Composite Pavements / M. Rith, Y. K. Kim, S. W. Lee // *Proceedings of the Institution of Civil Engineers. Transport*. 2019. Vol. 175, No 3. P. 178–186. <https://doi.org/10.1680/jtran.18.00189>.
 5. Investigation on Statistical Characteristics of Asphalt Concrete Dynamic Moduli with Random Aggregate Distribution Model / P. Cao [et al.] // *Construction and Building Materials*. 2017. Vol. 148. P. 723–733. <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2017.05.012>.
 6. Pirmohammad, S. Asphalt Concrete Resistance Against Fracture at Low Temperatures under Different Modes of Loading / S. Pirmohammad, M. R. Ayatollahi // *Cold Regions Science and Technology*. 2015. Vol. 110. P. 149–159. <https://doi.org/10.1016/j.coldregions.2014.11.001>.
 7. Prediction of Concrete Coefficient of Thermal Expansion and other Properties using Machine Learning / V. Nilssen [et al.] // *Construction and Building Materials*. 2019. Vol. 220. P. 587–595. <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2019.05.006>.
 8. Three-Dimensional Microstructure Based Model for Evaluating the Coefficient of Thermal Expansion and Contraction of Asphalt Concrete / J. Chen [et al.] // *Construction and Building Materials*. 2021. Vol. 284. <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2021.122764>.
 9. Cheng, J. Temperature-Dependent Viscoelastic Model for Asphalt Concrete using Discrete Rheological Representation / J. Cheng, X. Qian // *Construction and Building Materials*. 2015. Vol. 93. P. 157–165. <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2015.05.106>.
 10. Nonlinear Viscoelastic Analysis of Unaged and Aged Asphalt Binders / E. Masad [et al.] // *Construction and Building Materials*. 2008. Vol. 22, No 11. P. 2170–2179. <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2007.08.012>.
 11. On the Thermal Characterization of Solids by Photoacoustic Calorimetry: Thermal Diffusivity and Linear Thermal Expansion Coefficient / A. Bedoya [et al.] // *Thermochemica Acta*. 2015. Vol. 614. P. 52–58. <https://doi.org/10.1016/j.tca.2015.06.009>.
 12. Hou, T.-C. A new Approach for Determination of the Coefficient of Thermal Expansion of Asphalt Concrete / T.-C. Hou, S.-J. Huang, C. Hsu // *Measurement*. 2016. Vol. 85. P. 222–231. <https://doi.org/10.1016/j.measurement.2016.02.035>.
 13. Effect of Aggregate Gradation and Asphalt Mix Volumetrics on the Thermal Properties of Asphalt Concrete / M. A. Khasawneh [et al.] // *Case Studies in Construction Materials*. 2023. Vol. 18. Art. e01725. <https://doi.org/10.1016/j.cscm.2022.e01725>.
 14. Thermodynamic Approaches in Assessing Quality, Efficiency and Environmental Friendliness of Asphalt Concrete / Z. Qing [et al.] // *Наука и техника*. 2022. Т. 21, № 6. С. 490–498. <https://doi.org/10.21122/2227-1031-2022-21-6-490-498>.
 15. Thermodynamic Aspects of Pavement Engineering / B. M. Khroustalev [et al.] // *Наука и техника*. 2022. Т. 21, № 1. С. 28–35. <https://doi.org/10.21122/2227-1031-2022-21-1-28-35>.
 16. Specific Features of Heat and Mass Transfer Processes in Road Dressings / B. M. Khroustalev [et al.] // *Энергетика. Изв. высш. учеб. заведений и энерг. объединений СНГ*. 2018. Т. 61, № 6. С. 517–526. <https://doi.org/10.21122/1029-7448-2018-61-6-517-526>.
 17. Heat Resistance and Heat-and-Mass Transfer in Road Pavements / B. M. Khroustalev [et al.] // *Энергетика. Изв. высш. учеб. заведений и энерг. объединений СНГ*. 2019. Т. 62, № 6. С. 536–546. <https://doi.org/10.21122/1029-7448-2019-62-6-536-546>.
 18. Recycling of Materials for Pavement Dressing: Analytical Review / T. Liu [et al.] // *Наука и техника*. 2019. Т. 18, № 2. С. 104–112. <https://doi.org/10.21122/2227-1031-2019-18-2-104-112>.
 19. Structure Formation and Properties of Concrete Based on Organic Hydraulic Binders / B. M. Khroustalev [et al.] // *Наука и техника*. 2020. Т. 19, № 3. С. 181–194. <https://doi.org/10.21122/2227-1031-2020-19-3-181-194>.

Поступила 20.08.2024

Подписана в печать 21.10.2024

Опубликована онлайн 29.11.2024

REFERENCES

1. Verenko V. A., Zankovich V. V., Ladyshev A. A., Lira S. V., Afanasenko A. A., Yatsevich P. P. (2015) *Durable Asphalt Concrete Pavements for Roads, Bridges and Streets*. Minsk, Art Design Publ. 296 (in Russian).
2. Ghafari S., Nejad Moghadas F. (2015) R-Curve Behavior and Crack Propagation Properties of Asphalt Concrete at Low Temperatures. *Journal of Civil Engineering and Management*, 21 (5), 559–570. <https://doi.org/10.3846/13923730.2014.890653>.
3. Wu D., Jin L., Leng Y., Hu M., Bi R., Tang L., Gao Z., Yang G. (2021) A Full-Scale Field Experiment to Study the Hydrothermal Behavior of the Multilayer Asphalt Concrete Pavement in Cold Regions. *Construction and Building Materials*, 267, 121855. <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2020.121855>.
4. Rith M., Kim Y. K., Lee S. W. (2022) Reflective Cracking from Thermal Loading in Asphalt–Concrete Composite Pavements. *Proceedings of the Institution of Civil Engineers – Transport*, 175 (3), 178–186. <https://doi.org/10.1680/jtran.18.00189>.
5. Cao P., Jin F., Changjun Z., Feng D. (2017) Investigation on Statistical Characteristics of Asphalt Concrete Dynamic Moduli with Random Aggregate Distribution Model. *Construction and Building Materials*, 148, 723–733. <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2017.05.012>.
6. Pirmohammad S., Ayatollahi M. R. (2015). Asphalt concrete Resistance Against Fracture at Low Temperatures under Different Modes of Loading. *Cold Regions Science*

- and Technology, 110, 149–159. <https://doi.org/10.1016/j.coldregions.2014.11.001>.
7. Nilsen V., Pham L. T., Hibbard M., Klager A., Cramer S. M., Morgan D. (2019) Prediction of Concrete Coefficient of Thermal Expansion and Other Properties using Machine Learning. *Construction and Building Materials*, 220, 587–595. <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2019.05.006>.
 8. Chen J., Zhang L., Du Y., Wang H., Dan H. (2021) Three-Dimensional Microstructure Based Model for Evaluating the Coefficient of Thermal Expansion and Contraction of Asphalt Concrete. *Construction and Building Materials*, 284, 122764. <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2021.122764>.
 9. Cheng J., Qian X. (2015) Temperature-Dependent Viscoelastic Model for Asphalt Concrete using Discrete Rheological Representation. *Construction and Building Materials*, 93, 157–165. <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2015.05.106>.
 10. Masad E., Huang C.-W., Airey G., Muliana A. (2008) Nonlinear Viscoelastic Analysis of Unaged and Aged Asphalt Binders. *Construction and Building Materials*, 22 (11), 2170–2179. <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2007.08.012>.
 11. Bedoya A., Marín E., Mansanares A. M., Zambrano-Arjona M. A., Riech I., Calderón A. (2015). On the Thermal Characterization of Solids by Photoacoustic Calorimetry: Thermal Diffusivity and Linear Thermal Expansion Coefficient. *Thermochimica Acta*, 614, 52–58. <https://doi.org/10.1016/j.tca.2015.06.009>.
 12. Hou T.-C., Huang S.-J., Hsu C. (2016). A New Approach for Determination of the Coefficient of Thermal Expansion of Asphalt Concrete. *Measurement*, 85, 222–231. <https://doi.org/10.1016/j.measurement.2016.02.035>.
 13. Khasawneh M. A., Sawalha A. A., Aljarrah M. T., Alsheyab M. A. (2023) Effect of Aggregate Gradation and Asphalt Mix Volumetrics on the Thermal Properties of Asphalt Concrete. *Case Studies in Construction Materials*, 18, e01725. <https://doi.org/10.1016/j.cscm.2022.e01725>.
 14. Zhang Q., Romaniuk V. N., Aliakseyeu Yu. G., Hou Q. (2022) Thermodynamic Approaches in Assessing Quality, Efficiency and Environmental Friendliness of Asphalt Concrete. *Nauka i Tehnika = Science & Technique*, 21 (6), 490–498. <https://doi.org/10.21122/2227-1031-2022-21-6-490-498>.
 15. Khroustalev B. M., Liu T., Aliakseyeu Yu. G., Li Z., Akeliev V. D., Minchenya V. T. (2022) Thermodynamic Aspects of Pavement Engineering. *Nauka i Tehnika = Science & Technique*, 21 (1), 28–35. <https://doi.org/10.21122/2227-1031-2022-21-1-28-35>.
 16. Khroustalev B. M., Liu T., Akeliev V. D., Aliakseyeu Yu. G., Shi J., Zankovich V. V. (2018) Specific Features of Heat and Mass Transfer Processes in Road Dressings. *Energetika. Izvestiya Vysshikh Uchebnykh Zavedenii i Energeticheskikh Ob'edinenii SNG = Energetika. Proceedings of CIS Higher Education Institutions and Power Engineering Associations*, 61 (6), 517–526. <https://doi.org/10.21122/1029-7448-2018-61-6-517-526>.
 17. Khroustalev B. M., Liu T., Akeliev V. D., Li Z., Aliakseyeu H. Yu., Zankovich V. V. (2019) Heat Resistance and Heat-and-Mass Transfer in Road Pavements. *Energetika. Izvestiya Vysshikh Uchebnykh Zavedenii i Energeticheskikh Ob'edinenii SNG = Energetika. Proceedings of CIS Higher Education Institutions and Power Engineering Associations*, 62 (6), 536–546. <https://doi.org/10.21122/1029-7448-2019-62-6-536-546>.
 18. Liu T., Zankovich V. N., Aliakseyeu Yu. G., Khroustalev B. M. (2019) Recycling of Materials for Pavement Dressing: Analytical Review. *Nauka i Tehnika = Science & Technique*, 18 (2), 104–112. <https://doi.org/10.21122/2227-1031-2019-18-2-104-112>.
 19. Khroustalev B. M., Veranko U. A., Zankovich V. V., Aliakseyeu Yu. G., Xuejun Yu., Shang B., Shi J. (2020) Structure Formation and Properties of Concrete Based on Organic Hydraulic Binders. *Nauka i Tehnika = Science & Technique*, 19 (3), 181–194. <https://doi.org/10.21122/2227-1031-2020-19-3-181-194>.

Received: 20.08.2024

Accepted: 21.10.2024

Published online: 29.11.2024

<https://doi.org/10.21122/2227-1031-2024-23-6-492-499>

УДК 691.175.3

Особенности напряженного состояния композитной арматуры при испытаниях на разрыв

Докт. техн. наук, доц. В. Г. Барсуков¹⁾,
кандидаты техн. наук, доценты А. Г. Лежава¹⁾, Е. А. Евсеева²⁾

¹⁾Гродненский государственный университет имени Янки Купалы (Гродно, Республика Беларусь),

²⁾Белорусский национальный технический университет (Минск, Республика Беларусь)

Реферат. Цель работы – установление особенностей напряженного состояния композитной строительной арматуры при испытаниях на разрыв, обусловленных погрешностями центрирования композитного стержня при его установке в анкерных муфтах. Составлена расчетная схема и соответствующее ей дифференциальное уравнение, описывающее напряженно-деформированное состояние стержня. Получены аналитические зависимости для определения изгибающего момента и вызванных им напряжений. Произведена расчетная оценка напряжений изгиба в сравнении с номинальными напряжениями растяжения стержня. Показано, что напряжения изгиба неравномерно распределены по длине стержня и достигают наибольших значений вблизи торцов испытательных муфт. Напряжения изгиба увеличиваются пропорционально эксцентриситету монтажа стержня в испытательных анкерных муфтах и снижаются с увеличением длины рабочей части стержня. На примере стеклопластиковой арматуры номинальным диаметром 6 мм, изготовленной в соответствии со СТБ 1103–98, произведена расчетная оценка этих напряжений для широкого диапазона изменения эксцентриситета расположения композитного стержня в анкерных муфтах и длины рабочей части образца для испытаний. Показано, что применение коротких образцов должно сопровождаться повышением точности центрирования стержня в испытательных анкерных муфтах. Предложена удобная для инженерных расчетов методика определения напряжений изгиба и полных напряжений в композитном стержне. Результаты исследований могут быть использованы в инженерной практике и в учебном процессе при подготовке специалистов строительного и химико-технологического профиля.

Ключевые слова: композитная арматура, испытания, разрыв, прочность, монтажная погрешность

Для цитирования: Барсуков, В. Г. Особенности напряженного состояния композитной арматуры при испытаниях на разрыв / В. Г. Барсуков, А. Г. Лежава, Е. А. Евсеева // *Наука и техника*. 2024. Т. 23, № 6. С. 492–499. <https://doi.org/10.21122/2227-1031-2024-23-6-492-499>

Features of the Stress State of Composite Reinforcement during Tensile Tests

V. G. Barsukov¹⁾, A. G. Lezhava¹⁾, E. A. Evseeva²⁾

¹⁾Yanka Kupala State University of Grodno (Grodno, Republic of Belarus),

²⁾Belarusian National Technical University (Minsk, Republic of Belarus)

Abstract. The purpose of the work is to establish the characteristics of the stress state of composite building reinforcement during tensile tests, caused by errors in the centering of the composite rod when installed in anchor couplings. A calculation scheme and a corresponding differential equation describing the stress-strain state of the rod have been compiled. Analytical dependencies were obtained to determine the bending moment and the stresses caused by it. A calculation estimate of bending

Адрес для переписки

Евсеева Елена Анатольевна
Белорусский национальный технический университет
пр. Независимости, 65/3,
20113, г. Минск, Республика Беларусь
Тел.: + 375 17 239-93-04
vm3_ftk@bntu.by

Address for correspondence

Evseeva Elena A.
Belarusian National Technical University
146a, Nezavisimosty Ave.,
220014, Minsk, Republic of Belarus
Тел.: + 375 17 239-93-04
vm3_ftk@bntu.by

stresses was made in comparison with the nominal tensile stresses of the rod. It is shown that bending stresses are unevenly distributed along the length of the rod and reach their highest values near the ends of the test couplings. Bending stresses increase in proportion to the eccentricity of the installation of the rod in the test anchor couplings and decrease with increasing length of the rod working part. Using the example of fiberglass reinforcement with a nominal diameter of 6 mm, manufactured in accordance with СТБ (STB) 1103–98, a calculation estimate of these stresses was made for a wide range of changes in the eccentricity of the composite rod in the anchor couplings location and the length of the working part of the test sample. It is shown that the use of short samples should be accompanied by an increase in the accuracy of rod centering in test anchor couplings. A method convenient for engineering calculations is proposed for determining bending stresses and total stresses in a composite rod. The research results can be used in engineering practice and in the educational process when training specialists in construction and chemical technology.

Keywords: composite reinforcement, testing, rupture, strength, installation error

For citation: Barsukov V. G., Lezhava A. G., Evseeva E. A. (2024) Features of the Stress State of Composite Reinforcement during Tensile Tests // *Science and Technique*. 23 (6), 492–499. <https://doi.org/10.21122/2227-1031-2024-23-6-492-499> (in Russian)

Введение

Опыт США и Канады [1–3], Японии и Кореи [4–6], ряда стран Западной и Центральной Европы [7–9] свидетельствует о том, что композитная строительная арматура может эффективно использоваться для армирования бетонных конструкций, работающих в условиях контакта с коррозионно-активными средами при строительстве морских и речных набережных, тоннелей, подземных коммуникаций, автомобильных дорог и железнодорожных перронов, а также при производстве фундаментных плит и блоков, армирования кирпичной кладки в промышленном и гражданском строительстве.

Однако, несмотря на достигнутый прогресс, многие вопросы в области испытаний композитной строительной арматуры остаются недостаточно изученными. Так, отсутствуют единые общепринятые международные методики определения показателей механических свойств при испытаниях на растяжение, а существующие национальные методики [10–13] часто различаются по конструкции используемых анкерных систем и длине рабочей части стержня. Принципиальные отличия в структуре и свойствах не позволяют переносить подходы и рекомендации, выработанные для образцов из металла и традиционных полимеров на испытания композитной арматуры [12–14].

В Российской Федерации требования к механическим свойствам такой арматуры определены ГОСТ 31938–2022 «Арматура композитная полимерная для армирования бетонных конструкций», а соответствующие методики

испытаний указаны в ГОСТ 32492–2015 «Арматура композитная полимерная для армирования бетонных конструкций. Методы определения физико-механических характеристик». Согласно этим методикам, опытные образцы изготавливают путем установки композитного стержня в испытательную анкерную муфту с последующей заливкой твердеющими полимерными материалами. Принятая в ГОСТ 32492–2015 методика испытаний аналогична рекомендациям действующей в США нормы ACI 440.3R–04 [11, 15]. Однако требования к соосности крепежной муфты и испытываемого стержня количественно не определены. Имеется лишь общее указание о том, что при установке образца в испытательную машину следует обеспечивать точность совпадения приложения нагрузки с продольной осью образца. Аналогичная ситуация и с действующим в Республике Беларусь стандартом СТБ 1103–98 «Арматура стеклопластиковая», который распространяется на арматуру диаметром 6 мм, предназначенную для армирования предварительно напряженных бетонных конструкций. При этом вклад погрешностей изготовления в виде неточностей монтажа (установки стержня в испытательную муфту с эксцентриситетом) остается неизученным.

Цель работы – установление особенностей напряженного состояния композитной строительной арматуры при испытаниях на разрыв, обусловленных погрешностями центрирования композитного стержня при его установке в анкерных муфтах.

Исследования включали составление расчетной схемы и соответствующего дифферен-

циального уравнения, описывающего напряженно-деформированное состояние стержня, с получением аналитических зависимостей для определения изгибающего момента и вызванных им напряжений. В последующем производились расчетная оценка величины напряжений изгиба и сравнение их с номинальными напряжениями растяжения стержня. На заключительном этапе на примере арматуры стеклопластиковой номинальным диаметром 6 мм, изготовленной в соответствии со СТБ 1103–98, производились оценка вклада отдельных составляющих и выявление диапазона рабочих нагрузок, при которых возможно пренебрежение некоторыми составляющими уравнений с получением упрощенной формулы для расчета напряжений изгиба и полных напряжений в композитном стержне.

Моделирование напряженно-деформированного состояния композитной арматуры в процессе испытаний на растяжение

Конструктивная схема типового образца в соответствии с ГОСТ 32492–2015 приведена на рис. 1а, а его расчетная схема – на рис. 1б.

На стержень, установленный в испытательных муфтах со смещением (эксцентриситетом) δ , действует растягивающее усилие F ,

а также возникающие в опорах A и B реакции R_{AF} , R_{BF} , M_{AF} , M_{BF} . Предварительные расчеты показали, что первоначальные монтажные напряжения, возникающие до приложения растягивающего усилия F , являются пренебрежимо малыми в сравнении с рабочими напряжениями, и в настоящей работе не учитываются.

Дифференциальное уравнение изогнутой оси стержня применительно к рассматриваемой схеме деформирования может быть записано в виде

$$EIy'' = M_x = M_{Qx} + Fy, \quad (1)$$

где E – модуль упругости композита; I – осевой момент инерции сечения стержня; y'' – вторая производная от прогиба y ; M_x – изгибающий момент в поперечном сечении; M_{Qx} – изгибающий момент от поперечных нагрузок.

Поскольку неизвестны реакции в опорах и момент от поперечных нагрузок M_{Qx} , удобно преобразовать уравнение (1) путем перехода от изгибающего момента M_x к распределенной поперечной нагрузке q (которая в рассматриваемом случае известна и равна нулю) с использованием дифференциальной зависимости между силовыми факторами при изгибе [16]

$$q = \frac{d^2 M_x}{dz^2}. \quad (2)$$

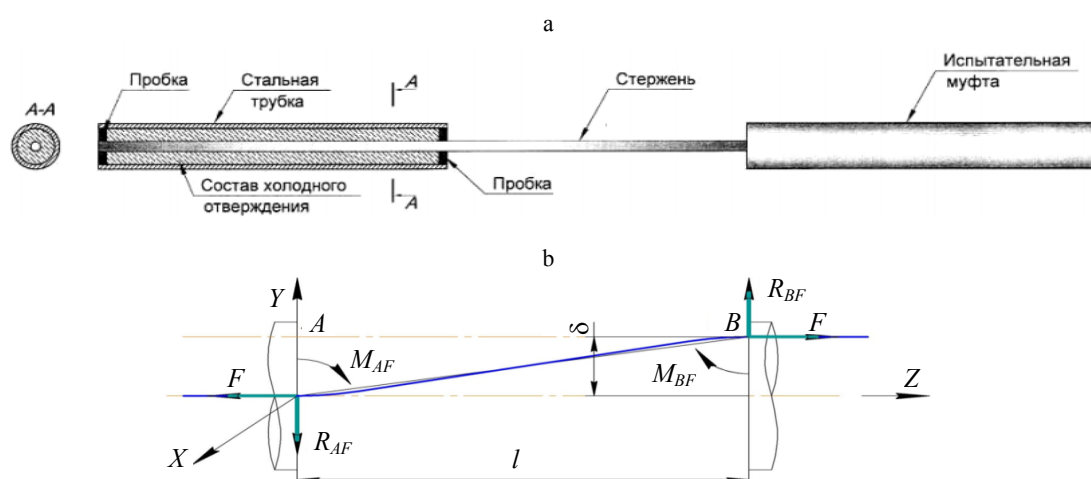


Рис. 1. а – схема типового опытного образца; б – расчетная схема рабочих нагрузок, возникающих в композитном стержне в процессе испытаний на растяжение

Fig. 1. а – scheme of a typical test sample; б – calculation diagram of working loads arising in a composite rod during tensile tests

Перенеся произведение Fy в левую часть и дважды продифференцировав (1), при $EI = \text{const}$ получаем

$$EIy^{IV} - Fy'' = 0. \quad (3)$$

Решением (3) при характерных граничных условиях (прогиб y и угол поворота стержня в опоре A равен нулю; прогиб стержня вблизи опоры B равен δ ; угол поворота конца стержня вблизи опоры B равен нулю) является функция

$$y = C_1 e^{\lambda z} + C_2 e^{-\lambda z} + C_3 z + C_4, \quad (4)$$

где

$$C_1 = \delta \frac{e^{-\lambda l} - 1}{e^{\lambda l} (\lambda l - 2) - e^{-\lambda l} (\lambda l + 2) + 4};$$

$$C_2 = \delta \frac{e^{\lambda l} - 1}{e^{\lambda l} (\lambda l - 2) - e^{-\lambda l} (\lambda l + 2) + 4};$$

$$C_3 = \delta \frac{(e^{\lambda l} - e^{-\lambda l})\lambda}{e^{\lambda l} (\lambda l - 2) - e^{-\lambda l} (\lambda l + 2) + 4};$$

$$C_4 = \delta \frac{2 - e^{\lambda l} - e^{-\lambda l}}{e^{\lambda l} (\lambda l - 2) - e^{-\lambda l} (\lambda l + 2) + 4};$$

$$\lambda = \sqrt{\frac{F}{EI}}.$$

Полученная зависимость (4) описывает деформированное состояние стержня в процессе испытаний на растяжение. Для нахождения входящего в (1) изгибающего момента M_x учтем, что этот момент равен произведению EIy'' [16]. Продифференцировав дважды (4) и подставив в (1) значения постоянных интегрирования, получаем после преобразования аналитическую зависимость для расчета изгибающего момента M_x в произвольном сечении на расстоянии z от опоры A

$$M_x = F\delta \frac{(e^{-\lambda l} - 1)e^{\lambda z} + (e^{\lambda l} - 1)e^{-\lambda z}}{e^{\lambda l} (\lambda l - 2) - e^{-\lambda l} (\lambda l + 2) + 4}. \quad (5)$$

Нормальные напряжения в наружных слоях стержня от действия изгибающего момента M_x найдем как отношение этого момента к моменту сопротивления W

$$\sigma_{MF} = \frac{M_x}{W} = \frac{32F\delta}{\pi d^3} \frac{(e^{-\lambda l} - 1)e^{\lambda z} + (e^{\lambda l} - 1)e^{-\lambda z}}{e^{\lambda l} (\lambda l - 2) - e^{-\lambda l} (\lambda l + 2) + 4}, \quad (6)$$

$$\text{где } W = \frac{\pi d^3}{32}.$$

Из анализа зависимости (6) нетрудно убедиться, что первая производная по координате z не меняет знак в пределах длины стержня, вследствие чего у функции отсутствуют промежуточные максимумы или минимумы. К тому же расчеты показывают, что напряжения изгиба σ_{MF} равны нулю в середине длины стержня (рис. 2).

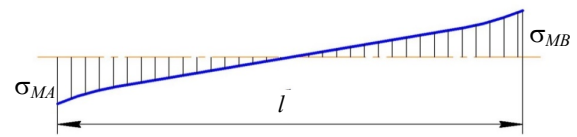


Рис. 2. Схематическая диаграмма распределения напряжений изгиба σ_{MF} по длине рабочего участка стержня

Fig. 2. Schematic diagram of the distribution of bending stresses σ_{MF} along the length of the rod working section

Максимальные значения напряжения σ_{MF} принимают вблизи опор

$$\sigma_{MF \max} = \frac{32F\delta}{\pi d^3} \frac{e^{\lambda l} + e^{-\lambda l} - 2}{e^{\lambda l} (\lambda l - 2) - e^{-\lambda l} (\lambda l + 2) + 4}. \quad (7)$$

Номинальные растягивающие напряжения от продольной силы F можно найти как отношение этой силы к площади поперечного сечения стержня

$$\sigma_F = \frac{4F}{\pi d^2}. \quad (8)$$

Поскольку растягивающие напряжения σ_F от действия продольной силы (называемые далее номинальными напряжениями растяжения) являются постоянными по длине стержня, опасной с позиций прочности будет координата z вблизи опор, где напряжения изгиба σ_{MF} максимальны.

Таким образом, получены аналитические зависимости для расчета параметров напряженно-деформированного состояния при растяжении стержня, установленного с эксцентриситетом в испытательной муфте.

Для оценки погрешности определения прочности с учетом влияния изгиба стержня определим отношение максимальных напряжений изгиба $\sigma_{MF\max}$ к номинальным напряжениям растяжения σ_F . С учетом (7) и (8) после преобразований получаем

$$\frac{\sigma_{MF\max}}{\sigma_F} = \frac{8\delta}{d} \frac{e^{\lambda l} + e^{-\lambda l} - 2}{e^{\lambda l}(\lambda l - 2) - e^{-\lambda l}(\lambda l + 2) + 4}. \quad (9)$$

Результаты исследований и их обсуждение

Для расчетной оценки возникающих максимальных напряжений рассмотрим стеклопластиковую арматуру номинальным диаметром 6 мм, для которой модуль продольной упругости согласно ГОСТ 31938–2022 и СТБ 1103–98 составляет $E = 50000$ МПа. При этом СТБ 1103–98 предписывает обеспечение требований по временному сопротивлению при разрыве – не менее 1300 МПа, по нормативному сопротивлению разрыву – не менее 1200 МПа. Поэтому

верхний диапазон растягивающих напряжений принят 1350 МПа, что соответствует временному сопротивлению при разрыве с минимальным (50 МПа) запасом. Длину l рабочей части примем в диапазоне от $l = 40d$ (образцы нормальной длины в соответствии с ГОСТ 31938–2022) до $l = 20d$ (образцы укороченной вдвое длины). Несоосность δ установки композитного стержня в анкерную муфту рассмотрим в диапазоне от 0,2 до 1,0 мм.

Для удобства анализа выразим параметр λl через номинальные напряжения σ_F . Нетрудно убедиться, что

$$\lambda l = l \sqrt{\frac{F}{EI}} = \frac{8l}{d^2} \sqrt{\frac{F}{\pi E}} = \frac{4l}{d} \sqrt{\frac{\sigma_F}{E}}. \quad (10)$$

Результаты оценочных расчетов по формуле (9) отношения максимальных напряжений изгиба $\sigma_{MF\max}$ к номинальным напряжениям растяжения σ_F для стержней диаметром 6 мм приведены в табл. 1.

Таблица 1

Отношение напряжений изгиба σ_{MF} к номинальным напряжениям растяжения σ_F для стержней диаметром 6 мм
Ratio of bending stresses σ_{MF} to nominal tensile stresses σ_F for rods with a diameter of 6 mm

l/d	Напряжение σ_F , МПа	Отношение максимальных напряжений изгиба $\sigma_{MF\max}$ к номинальным напряжениям растяжения σ_F при значении эксцентриситета δ , мм				
		0,2	0,4	0,6	0,8	1,0
20	250	0,072	0,144	0,216	0,289	0,361
	500	0,044	0,089	0,133	0,178	0,222
	750	0,034	0,068	0,103	0,137	0,171
	1000	0,029	0,057	0,086	0,115	0,143
	1250	0,025	0,050	0,075	0,100	0,125
	1350	0,024	0,048	0,072	0,096	0,120
30	250	0,041	0,082	0,123	0,164	0,205
	500	0,027	0,053	0,080	0,107	0,133
	750	0,021	0,042	0,063	0,084	0,105
	1000	0,018	0,035	0,053	0,071	0,089
	1250	0,016	0,031	0,047	0,063	0,078
	1350	0,015	0,030	0,045	0,060	0,075
40	250	0,029	0,057	0,086	0,115	0,143
	500	0,019	0,038	0,057	0,077	0,095
	750	0,015	0,030	0,045	0,061	0,076
	1000	0,013	0,026	0,039	0,052	0,065
	1250	0,011	0,023	0,034	0,046	0,057
	1350	0,011	0,022	0,033	0,044	0,055

Представленные в таблице данные указывают на прогнозируемую погрешность измерений временного сопротивления при разрыве в сторону его снижения, обусловленную вкладом изгиба стержня вследствие его радиального смещения (эксцентриситета) при установке в испытательные анкерные муфты. Видно, что для стержней нормальной длины ($l = 40d$) монтажная погрешность составляет от 1,1 до 5,5 % в зависимости от эксцентриситета δ . С уменьшением рабочей длины стержня эта погрешность возрастает и для коротких стержней ($l = 20d$) находится в диапазоне от 2,4 % (при $\delta = 0,2$ мм) до 12,0 % (при $\delta = 1$ мм).

Таким образом, из таблицы видно, что увеличение относительной длины l/d рабочей части стержня благоприятно сказывается на повышении точности измерений. Однако этот вариант не всегда приемлем технически, поскольку он связан с необходимостью применения специальных испытательных машин с большими размерами рабочего пространства. С другой стороны, возможно применение и более коротких образцов, но при этом необходимо обеспечить повышенную точность центрирования стержня в испытательных анкерных муфтах (эксцентриситет монтажа не должен превышать $\delta = 0,2$ мм).

Кроме того, анализ показывает, что для инженерных расчетов можно упростить приведенные выше формулы (7) и (8). Будем учитывать, что при проведении испытаний параметр λl изменяется в широком диапазоне (табл. 2.)

Таблица 2

Изменение параметра λl в процессе испытаний
Change in parameter λl during testing

Напряжение σ_F (МПа)	Параметр λl при отношении l/d		
	20	30	40
250	5,66	8,49	11,31
500	8,00	12,00	16,00
750	9,80	14,70	19,60
1000	11,31	16,97	22,63
1250	12,64	18,97	25,30
1350	13,15	19,72	26,29

Из представленных в табл. 2 данных видно, значения λl на завершающей стадии испытаний, когда номинальные напряжения σ_F достигают величины 1000 или 1350 МПа, изменяются двухзначной цифрой. При таких значе-

ниях λl соотношение экспонент этих параметров $e^{\lambda l}$ и $e^{-\lambda l}$ различается на несколько порядков, причем величина $e^{-\lambda l}$ будет приближаться к нулю, а величина $e^{\lambda l}$ становится весьма большой.

Тогда, пренебрегая величинами второго порядка малости, можно получить после преобразований следующее упрощенное («сокращенное») уравнение для расчетной оценки напряжений изгиба в опасных сечениях (вблизи торцов испытательных муфт)

$$\sigma_{MF \max} \approx \frac{8\sigma_F}{\lambda l - 2} \frac{\delta}{d} = \frac{4\sigma_F}{\frac{2l}{d} \sqrt{\frac{\sigma_F}{E}} - 1} \frac{\delta}{d}. \quad (11)$$

Отношение k_r напряжений изгиба σ_{MF} , рассчитываемых по «сокращенной» формуле (11), к напряжениям изгиба σ_{MF} , рассчитываемым по «полной» формуле (7), описывается следующей аналитической зависимостью:

$$k_r = \frac{\sigma_{MF(11)}}{\sigma_{MF(7)}} = \frac{e^{\lambda l}(\lambda l - 2) - e^{-\lambda l}(\lambda l + 2) + 4}{(\lambda l - 2)(e^{\lambda l} + e^{-\lambda l} - 2)}. \quad (12)$$

Из (12) видно, что отношение напряжений изгиба σ_{MF} , рассчитываемых по «сокращенной» формуле (11), к напряжениям изгиба σ_{MF} , рассчитываемым по «полной» формуле (7), не зависит от смещения (эксцентриситета) δ , но является сложной функцией от произведения λl , зависящего, в свою очередь, от номинальных напряжений растяжения σ_F , и относительной длины рабочей части стержня l/d .

Результаты оценочных расчетов этого отношения для широкого диапазона изменения номинальных напряжений применительно к стержням «нормальной» длины ($l/d = 40$) и к коротким стержням ($l/d = 30$) и ($l/d = 20$) на примере композитной арматуры номинальным диаметром 6 мм приведены в табл. 3.

Анализ данных табл. 3 показывает, что «сокращенная» формула (11) позволяет получать результаты, с высокой точностью совпадающие с результатами расчетов по «полной» формуле (7). Из этого следует, что при инженерных расчетах параметров напряженного состояния композитного стержня в процессе испытаний на разрыв можно использовать упрощенную аналитическую зависимость

$$\sigma_{\max} \approx \sigma_F + \frac{4\sigma_F}{\frac{2l}{d} \sqrt{\frac{\sigma_F}{E}} - 1} \frac{\delta}{d} = \sigma_F \left(1 + \frac{4}{\frac{2l}{d} \sqrt{\frac{\sigma_F}{E}} - 1} \frac{\delta}{d} \right) \quad (13)$$

Таблица 3

Отношение k_r напряжений изгиба σ_{MF} , рассчитываемых по «сокращенной» формуле, к напряжениям изгиба σ_{MF} , рассчитываемым по «полной» формуле, для композитной арматуры диаметром 6 мм

Ratio k_r of bending stresses σ_{MF} , calculated using the “abbreviated” formula, to bending stresses σ_{MF} , calculated using the “full” formula, for composite reinforcement with a diameter of 6 mm

Номинальное напряжение σ_F (МПа)	Расчетные значения k_r при отношении l/d		
	20	30	40
250	1,010846	1,000540	1,000030
500	1,000895	1,000015	1,000000
750	1,000140	1,000001	1,000000
1000	1,000030	1,000000	1,000000
1250	1,000008	1,000000	1,000000
1350	1,000000	1,000000	1,000000

На основе зависимости (13) можно с достаточной для инженерных целей точностью определять возникающую погрешность измерения предела прочности при разрыве композитной арматуры, обусловленную влиянием неточностей (эксцентриситета) установки стержня в испытательную муфту:

$$\frac{\Delta\sigma_{\max}}{\sigma_F} \approx \frac{4}{\frac{2l}{d} \sqrt{\frac{\sigma_F}{E}} - 1} \frac{\delta}{d} \quad (14)$$

Из (14) видно, что уменьшение погрешности определения временного сопротивления при разрыве композитной строительной арматуры может достигаться за счет как увеличения относительной длины l/d рабочего участка, так и уменьшения относительного эксцентриситета δ/d монтажа стержня в испытательных анкерных муфтах. Применение стержней укороченной длины должно сопровождаться повышением точности их центрирования в испытательных анкерных муфтах.

ВЫВОДЫ

1. Результаты выполненных исследований позволили получить аналитические зависимости для определения изгибающего момента и вызванных им напряжений, обусловленных погрешностями монтажа композитного стержня в испытательных анкерных муфтах, при проведении испытаний на разрыв.

2. На примере арматуры стеклопластиковой номинальным диаметром 6 мм, изготовленной в соответствии с СТБ 1103–98, показано, что увеличение относительной длины l/d рабочей части стержня благоприятно сказывается на повышении точности измерений. Теоретически обосновано, что применение коротких образцов возможно при условии повышенной точности центрирования стержня в испытательных анкерных муфтах (эксцентриситет монтажа не должен превышать $\delta = 0,2$ мм).

3. Результаты исследований могут быть использованы в инженерной практике и в учебном процессе при подготовке специалистов строительного и химико-технологического профиля.

ЛИТЕРАТУРА

1. Guide for the Design and Construction of Structural Concrete Reinforced with FRP bars: ACI 440.1R–06. Detroit: American Concrete Institute (ACI), 2006. 44 p.
2. Design and Construction of Building Components with Fibre-Reinforced Polymers: CAN/CSA-S806-02 (R2007). Canadian Standards Association, 2012. 206 p.
3. Fibre-Reinforced Polymer Composite Bars for the Structural Concrete Slabs of a Public Works and Government Services Canada Parking Garage / B. Benmokrane [et al.] // Canadian Journal of Civil Engineering. 2004. P. 732–748.
4. Recommendation for Design and Construction of Concrete Structures Using Continuous Fiber Reinforcing Materials / Japan Society of Civil Engineers (JSCE) // Tokyo: JSCE, 1997. 199 p. (Concrete Engineering, Series 23).
5. Experimental Investigation for Tensile Performance of FRP-Steel Hybridized Rebar / D. W. Seo [et al.] // Advances in Materials Science and Engineering. 2016. Vol. 2016. Article ID 9401427. <https://doi.org/10.1155/2016/9401427>.
6. Development of Ductile Composite Reinforcement Bars for Concrete Structures / Yihua Cui [et al.] // Materials and Structures. 2008. Vol. 41, No 9. P. 1509–1518. <https://doi.org/10.1617/s11527-007-9344-8>.
7. Guide for the Design and Construction of Concrete Structures Reinforced with Fiber-Reinforced Polymer Bars: CNR-DT 203/2006. Rome: Italian National Research Council (CNR), 2006. 35 p.

8. Jarek, B. Zastosowanie Prętów Zbrojeniowych z Włókna Szklanego (GFRP) w Budownictwie / B. Jarek, A. Kubik // *Przegląd budowlany*. 2015. No 12. P. 21–26.
9. Carvelli, V. Anchor System for Tension Testing of Large Diameter GFRP Bars / V. Carvelli, G. Fava, M. Pisani // *Journal of Composites for Construction*. 2009. Vol. 13, No 5. P. 344–349. [https://doi.org/10.1061/\(asce\)cc.1943-5614.0000027](https://doi.org/10.1061/(asce)cc.1943-5614.0000027).
10. Castro, P. F. Tensile and Nondestructive Testing of FRP bars / P. F. Castro, N. J. Carino // *Journal of Composites for Construction*. 1998. Vol. 2, No 1. P. 17–27. [https://doi.org/10.1061/\(asce\)1090-0268\(1998\)2:1\(17\)](https://doi.org/10.1061/(asce)1090-0268(1998)2:1(17)).
11. Особенности испытаний и характер разрушения полимеркомпозитной арматуры / А. Р. Гидзатулин [и др.] // *Инженерно-строительный журнал*. 2014. № 3. С. 40–47.
12. Садін, Э. Я. Анкеровка в бетоне стеклопластиковой арматуры, производимой в Республике Беларусь / Э. Я. Садін // *Архитектура и строительство*. 2016. № 3. С. 68–71.
13. Барсуков, В. Г. Модернизация испытательных систем для испытания на разрыв композитной строительной арматуры / В. Г. Барсуков, Э. Г. Гнядек, А. Ю. Носко // *Веснік Гродзенскага дзяржаўнага ўніверсітэта імя Янкі Купалы*. Сер. 6. Тэхніка. 2023. Т. 13, № 2. С. 62–73.
14. Работоспособность модернизированных анкерных муфт для испытаний стеклопластиковой арматуры / В. Г. Барсуков [и др.] // *Веснік Гродзенскага дзяржаўнага ўніверсітэта імя Янкі Купалы*. Сер. 6. Тэхніка. 2024. Т. 14, № 1. С. 26–34.
15. Guide Test Methods for Fiber-Reinforced Polymers (FRPs) for Reinforcing of Strengthening Concrete Structures: ACI 440.3R-04. Detroit: American Concrete Institute (ACI), 2004. 40 p.
16. Справочник по сопротивлению материалов / Е. Ф. Винокуров [и др.]. Минск: Наука и техника, 1988. 464 с.
5. Seo D.-W., Park K.-T., You Y.-J., Lee S.-Y. (2016) Experimental Investigation for Tensile Performance of GFRP-Steel Hybridized Rebar. *Advances in Materials Science and Engineering*, 2016, 1–12. <https://doi.org/10.1155/2016/9401427>.
6. Cui Y., Cheung M. M. S., Noruziaan B., Lee S., Tao J. (2008) Development of Ductile Composite Reinforcement Bars for Concrete Structures. *Materials and Structures*, 41 (9), 1509–1518. <https://doi.org/10.1617/s11527-007-9344-8>.
7. CNR-DT 203/2006. *Guide for the Design and Construction of Concrete Structures Reinforced with Fiber-Reinforced Polymer Bars*. Rome, Italian National Research Council (CNR), 2006. 35.
8. Jarek B., Kubik A. (2015) Zastosowanie Prętów Zbrojeniowych z Włókna Szklanego (GFRP) w Budownictwie. *Przegląd Budowlany*, (12), 21–26.
9. Carvelli V., Fava G., Pisani M. A. (2009) Anchor System for Tension Testing of Large Diameter GFRP Bars. *Journal of Composites for Construction*, 13 (5), 344–349. [https://doi.org/10.1061/\(asce\)cc.1943-5614.0000027](https://doi.org/10.1061/(asce)cc.1943-5614.0000027).
10. Castro P. F., Carino N. J. (1998) Tensile and Nondestructive Testing of FRP Bars. *Journal of Composites for Construction*, 2 (1), 17–27. [https://doi.org/10.1061/\(asce\)1090-0268\(1998\)2:1\(17\)](https://doi.org/10.1061/(asce)1090-0268(1998)2:1(17)).
11. Gizdatullin A. R., Khozin V. G., Kuklin A. N., Khusnutdinov A. M. (2014) Specifics of Testing and Fracture Behavior of Fibre-Reinforced Polymer Bars. *Inzhenerno-Stroitelny Zhurnal = Magazine of Civil Engineering*, (3), 40–47 (in Russian).
12. Sadin E. Ya. (2016) Anchoring of Fiberglass Reinforcement in Concrete Produced in the Republic of Belarus. *Arkhitektura i Stroitelstvo = Architecture and Construction*, (3), 68–71 (in Russian).
13. Barsukov V. G., Gnyadek E. G., Nosko A. Yu. (2023) Modernization of Anchor Systems for Tensile Testing of Composite Building Reinforcement. *Vesnik Hrodzenskaha Dziarzhavna Universiteta Imia Ianki Kupaly. Seryia 6. Tekhnika = Vesnik of Yanka Kupala State University of Grodno. Series 6. Engineering Science*, 13 (2), 62–73 (in Russian).
14. Barsukov V. G., Gnyadek E. G., Nosko A. Yu., Michailau V. (2024) Performance of Modernized Anchor Couplings for Testing Fiberglass Reinforcement. *Vesnik Hrodzenskaha Dziarzhavna Universiteta Imia Ianki Kupaly. Seryia 6. Tekhnika = Vesnik of Yanka Kupala State University of Grodno. Series 6. Engineering Science*, 14 (1), 26–34 (in Russian).
15. ACI 440.3R-04. *Guide Test Methods for Fiber-Reinforced Polymers (FRPs) for Reinforcing of Strengthening Concrete Structures*. Detroit, American Concrete Institute (ACI). 2004. 40.
16. Vinokurov E. F., Balykin M. K., Golubev I. A., Zayats V. N., Makaruk P. N. (1988) *Handbook on Strength of Materials*. Minsk, Nauka i Tekhnika Publ. 464 (in Russian).

Поступила 27.06.2024

Подписана в печать 27.08.2024

Опубликована онлайн 29.11.2024

REFERENCES

1. ACI 440.1R-06. *Guide for the Design and Construction of Structural Concrete Reinforced with FRP bars*. Detroit, American Concrete Institute (ACI). 2006. 44.
2. CAN/CSA-S806-02 (R2007) *Design and Construction of Building Components with Fibre-Reinforced Polymers*. Canadian Standards Association, 2012. 206.
3. Benmokrane B., El-Salakawy E., Cherrak Z., Wiseman A. (2004) Fibre Reinforced Polymer Composite Bars for the Structural Concrete Slabs of a Public Works and Government Services Canada Parking Garage. *Canadian Journal of Civil Engineering*, 31 (5), 732–748. <https://doi.org/10.1139/104-049>.
4. Japan Society of Civil Engineers (JSCE) (1997) *Recommendation for Design and Construction of Concrete Structures Using Continuous Fiber Reinforcing Materials*. Concrete Engineering, Series 23. Tokyo, JSCE. 199.

Received: 27.06.2024

Accepted: 27.08.2024

Published online: 29.11.2024

<https://doi.org/10.21122/2227-1031-2024-23-6-500-506>

УДК 625.855.3

Дисперсно-армированные полужесткие материалы на основе асфальтовяжущих

Асп. К. Э. Безоян¹⁾, канд. техн. наук, доц. Т. А. Чистова¹⁾

¹⁾Белорусский национальный технический университет (Минск, Республика Беларусь)

Реферат. Восстановление изношенных асфальтобетонных покрытий – это важная задача для дорожных отраслей многих стран. Дороги, построенные ранее с нежесткими дорожными покрытиями, не могут справиться с ростом транспортной нагрузки. Поэтому в практике дорожного строительства широко используют асфальтоцементные композиты различного состава. В статье предложено несколько вариантов получения асфальтоцементных композиционных материалов. Для эксперимента выбрано несколько составов на основе асфальтогранулята. В битум вводили добавку резиновой крошки с целью получения эластичной переходной зоны за счет деформативных свойств частиц резины, армирующих асфальтовяжущее вещество. В качестве армирования полужесткого материала использовали дисперсные волокна льна, целлюлозы и добавку в виде раствора солей поливалентных металлов, способные создавать дополнительные структурные связи в переходной зоне между цементным камнем и асфальтовяжущим. Экспериментальные исследования показали снижение угла внутреннего трения, что подтверждает высокую устойчивость деформирования без нарушения сплошности дисперсно-армированного материала из асфальтогранулята в широком интервале транспортных нагрузок. Лучшие деформативные качества и устойчивость к многократным нагрузкам показали составы с резиновой крошкой и льняным волокном. Добавка резиновой крошки модифицирует пленку битума, а частицы нерастворенной резины повышают эластичность материала. За счет этого при довольно больших деформациях (0,98 мм) и многократном нагружении сохраняется устойчивость образцов (работа разрушения составляет 3,80 Дж). Введение льняного волокна, обладающего высокой прочностью на разрыв и повышенной жесткостью, позволяет армировать переходный слой таким образом, что при достаточно высоких деформациях (0,73 мм) и большой работе разрушения (2,69 Дж) материал сохраняет устойчивость. Полученный материал может быть использован на грузонапряженных участках.

Ключевые слова: нежесткие дорожные одежды, пористый асфальтобетон, армирующая добавка, минеральное вяжущее, этtringит, пластическое деформирование, угол внутреннего трения

Для цитирования: Безоян, К. Э. Дисперсно-армированные полужесткие материалы на основе асфальтовяжущих / К. Э. Безоян, Т. А. Чистова // *Наука и техника*. 2024. Т. 23, № 6. С. 500–506. <https://doi.org/10.21122/2227-1031-2024-23-6-500-506>

Dispersion-Reinforced Semi-Rigid Materials Based on Asphalt Binders

К. Е. Bezoyan¹⁾, Т. А. Chystova¹⁾

¹⁾Belarusian National Technical University (Minsk, Republic of Belarus)

Abstract. Rehabilitation of deteriorated asphalt concrete pavements is an important task for the road industries in many countries. Roads built earlier with non-rigid road surfaces cannot cope with the growth of transportation load. Therefore, asphalt-cement composites of various compositions are widely used in the practice of road construction. In the article several variants of obtaining asphalt-cement composites are proposed. Several compositions based on asphalt granulate were selected for

Адрес для переписки

Чистова Татьяна Анатольевна
Белорусский национальный технический университет
ул. Я. Коласа, 12,
220013, г. Минск, Республика Беларусь
Тел.: +375 17 293-96-73
smits@bntu.by

Address for correspondence

Chistova Tatsiana A.
Belarusian National Technical University
12, Ya. Kolas str.,
220013, Minsk, Republic of Belarus
Tel. : +375 17 293-96-73
smits@bntu.by

the experiment. Rubber crumb additive was introduced into bitumen in order to obtain an elastic transition zone due to the deformative properties of rubber particles reinforcing the asphalt binder. As reinforcement of the semi-rigid material, we used dispersed fibers of flax, cellulose and an additive in the form of a solution of polyvalent metal salts capable of creating additional structural bonds in the transition zone between the cement stone and the asphalt-binder. Experimental studies have shown a decrease in the angle of internal friction, which confirms the high stability of deformation without breaking the continuity of dispersed-reinforced material from asphalt granulate in a wide range of transport loads. Compositions with rubber crumb and linen fiber showed the best deformative qualities and resistance to repeated loads. The addition of crumb rubber modifies the bitumen film, and particles of undissolved rubber increase the elasticity of the material. Due to this, at rather large deformations (0.98 mm) and multiple loading, the stability of the samples is preserved (fracture work is 3.80 J). The introduction of linen fiber, which has high tensile strength and increased stiffness, allows to reinforce the transition layer in such a way that at sufficiently high strains (0.73 mm) and high work of destruction (2.69 J) the material remains stable. The resulting material can be used in load bearing areas.

Keywords: non-rigid road pavements, porous asphalt concrete, reinforcing additive, mineral binder, ettringite, plastic deformation, internal friction angle

For citation: Bezoyan K. E., Chystova T. A. (2024) Dispersion-Reinforced Semi-Rigid Materials Based on Asphalt Binders // *Science and Technique*. 23 (6), 500–506. <https://doi.org/10.21122/2227-1031-2024-23-6-500-506> (in Russian)

Введение

Восстановление изношенных асфальтобетонных покрытий – актуальная задача для дорожных отраслей многих стран. Построенные ранее дороги с жесткими дорожными одеждами не способны выдерживать увеличивающиеся транспортные нагрузки. Поэтому в практике дорожного строительства достаточно широко применяют асфальтоцементные композиты различного состава.

Регенерированные материалы без существенного добавления минерального вяжущего (цемента) проявляют вязкоупругие свойства в широком температурно-временном диапазоне. В этом случае основными дефектами на покрытиях являются пластические деформации и усталостные трещины. При большом введении минерального вяжущего проявляются упругие свойства и повышенная сдвигоустойчивость при высоких температурах, однако могут проявляться и хрупкие свойства, которые способствуют низкотемпературному трещинообразованию и снижению циклической долговечности. Поэтому одним из наиболее важных вопросов является разработка таких композиционных материалов, которые были бы лишены указанных выше недостатков [1].

Исследования, проведенные в Уральском государственном лесотехническом университете [2], показали, что добавление в асфальтобетон волокон хризотила позволяет поднимать механическую прочность асфальтобетона до 3,8–4,3 МПа при 20 °С и до 2,0–2,3 МПа

при 50 °С. Применение стекловолокна в битумных композициях также повышает работоспособность щебеночно-мастичных композитов [3]. Но этого недостаточно, чтобы надежно воспринимать динамическое нагружение от современных транспортных средств, которое превышает 6,0 МПа [4]. В связи с этим возникла необходимость получения полужестких материалов, обладающих существенно более высокими прочностными свойствами.

Теоретические предпосылки

Учитывая изученный опыт [5–7], предложены два варианта получения полужестких материалов.

Первый заключался во втапливании цементного теста в высокопористый асфальтобетон, приготовленный с использованием частиц дробленого старого асфальтобетона (асфальтогранулят), обработанного сульфатом алюминия. Авторами статьи [8] доказано эффективное влияние сульфата ионов на цементный камень. Взаимодействие сульфата ионов с трехкальцевым алюминатным минералом цемента приводит к образованию гидросульфоалюмината трехсульфатной формы ($3\text{CaO} \cdot \text{Al}_2\text{O}_3 - 3\text{CaSO}_4 \cdot 31\text{H}_2\text{O}$), имеющего игольчатую или призматическую форму этtringита. В этом случае основное количество прочных фазовых контактов происходит с образованием непрерывного конденсационно-кристаллизационного каркаса, который развивается через непокрытые битумом частицы асфальтогранулята, и путем частичного

проникновения нитевидных кристаллов эттрингита через битумные пленки. Также происходит взаимодействие продуктов гидратации цемента с активными компонентами битума на поверхности частиц асфальтобетона. Сложившаяся таким образом пространственная конденсационно-кристаллизационная структура определяет упругие свойства композита. При этом повышается статический модуль упругости, характеризующий сдвигоустойчивость материала, увеличивается угол внутреннего трения минерального каркаса, связанного с кристаллами эттрингита с цементным камнем. Битумные пленки на частицах заполнителя в этом случае обеспечивают требуемую деформативность материала без нарушения его сплошности.

Вторым вариантом дисперсного армирования является введение в состав битума при получении пористого асфальтобетона микродисперсных волокон, длина которых сопоставима с толщиной пленки вяжущего на минеральных частицах. В этом случае выступающие из пленки битума волокна вклиниваются в цементное тесто и работают в качестве анкеров в затвердевшем цементном камне.

Расчетный метод прогнозирования пластического деформирования (колееобразования) в таком материале основан на экспериментальной зависимости скорости необратимого деформирования от режима нагружения и температуры. В общем виде реологическое уравнение для полужесткого материала имеет следующий вид [9]:

$$R_{cd} = \frac{R_c}{E_c} (E_{dmy} + E_t) + \sigma t \varphi, \quad (1)$$

где R_{cd} – сопротивление сдвигу; R_c – предельная структурная прочность; E_c – максимальный модуль упругости; E_{dmy} – длительный модуль упругости; E_t – модуль релаксации; σ – величина нормального напряжения в расчетном сечении; φ – угол внутреннего трения в материале [9].

Таким образом, угол внутреннего трения определяет способность покрытия сопротивляться сдвиговым нагрузкам и предотвращать образование колеи. Для его определения, согласно [10], используется формула

$$\operatorname{tg} \varphi = \frac{3(A_m - A_n)}{3A_m - 2A_n}, \quad (2)$$

где A_m , A_n – средняя работа деформирования образцов асфальтобетона при испытании по схеме Маршала и при одноосном сжатии.

Структурная прочность R_c , представленная в уравнении (1), также может регулироваться дисперсным армированием границы контакта цементного камня и обработанного битумом асфальтогранулята, что препятствует разрушению битумных пленок. Сочетание асфальтовяжущего и цементного камня, соединенных дисперсной арматурой, может гарантировать сдвигоустойчивость дорожного покрытия в широком диапазоне положительных температур. Установленные закономерности поведения полужестких материалов с комплексным набором упругих и вязкопластичных связей [11] позволили выработать критерий их сдвиго- и трещиностойкости.

Излишняя жесткость материала может сказаться на преждевременном растрескивании дорожного покрытия в зимний период, поэтому следует сохранить его определенную деформативность [12].

Согласно [13], условие вязкого разрушения композита можно представить в виде

$$(R_c - \sigma_a) n_a > R_b n_b \gamma, \quad (3),$$

где R_c – предельная структурная прочность асфальтовой составляющей; R_b – прочность бетонной матрицы; σ_a – величина напряжения, воспринимаемого асфальтовой составляющей; n_a и n_b – удельные площади поперечного сечения, занятые соответственно асфальтовой и цементной составляющей; γ – коэффициент вариации прочности бетонной составляющей по площади поперечного сечения, учитывающий неоднородность цементного камня.

Величина γ определяется следующим образом:

$$\gamma = \frac{R_b}{n_b R_b}, \quad (4)$$

где R_b – прочность бетонной матрицы при отсутствии асфальтовой составляющей.

Значение R_b находим по кривой зависимости прочности от температуры при максималь-

ной температуре, когда несущая способность пленок органического вяжущего практически отсутствует (более 80 °С).

Армирование переходной зоны с помощью волокна может существенно снизить хрупкость получаемого материала, поскольку наблюдаемое разрушение происходит по границе раздела между цементным камнем и покрытым битумом асфальтогранулятом.

В общем виде в случае армирования переходной зоны согласно нашим теоретическим представлениям формула (1) приобретает вид

$$R_{cd} = \frac{R_c}{E_c} (E_{dmy} + E_t) + \sigma \operatorname{tg} \varphi + \tau \left(\frac{l}{d} \right) \mu \delta, \quad (5)$$

где τ – величина сцепления волокна с битумом (сила на вырывание волокна из битума) при расчетной температуре; l – длина волокна; d – диаметр волокна; μ – коэффициент объемного армирования (отношение массы волокна к массе битума); δ – коэффициент, учитывающий количество волокон, зацементированных в цементном камне.

Третье слагаемое в формуле (5) определяет, в первую очередь, участие волокон в вязком деформировании при расчетных отрицательных температурах, определяющих температурную трещиностойкость материала [14].

Экспериментальная часть

На первом этапе был подобран устойчивый минеральный каркас пористого асфальтобетона, который представлен в табл. 1.

Таблица 1

Состав минеральной части асфальтобетонных смесей

Composition of the mineral part of asphalt concrete mixtures

Наименование материала	Содержание в смеси
Асфальтогранулят фракции 10–15 мм	80
Асфальтогранулят фракции 5–10 мм	15
Битум (сверх массы асфальтогранулята)	3

Для армирования в состав полужесткого материала вводили дисперсные волокна и добавки, способные создавать дополнительные структурные связи в переходной зоне между цементным камнем и асфальтовязущим.

Состав 1. В битум вводили целлюлозное волокно в количестве 0,3 % в качестве армирующей добавки.

Состав 2. В битум вводили целлюлозное волокно в количестве 0,3 %, но перед заполнением цементным камнем пористый асфальтобетон, в котором асфальтогранулят обрабатывали концентрированным раствором Al_2SO_4 с целью получения в дальнейшем кристаллов этtringита для прошивки битумной пленки.

Состав 3. В битум вводили добавку РБВ-Г (смесь битумной мастики с резиновой крошкой) в количестве 0,8 % с целью получения эластичной переходной зоны за счет деформативных свойств частиц резины, армирующих асфальтовязущее вещество.

Состав 4. В битум вводили льняное волокно в количестве 0,3 % в качестве армирующей добавки.

Состав 5. Использовали чистый битум в качестве контрольного материала для оценки эффективности армирования.

Материалы указанных составов готовили путем введения в битум армирующих добавок и получения асфальтобетонной матрицы, которая в дальнейшем пропитывалась цементным тестом. Состав цементного теста приведен в табл. 2.

Таблица 2

Состав цементного теста

Composition of cement paste

Наименование материала	Количество, % по массе
Портландцемент ПЦ 500 Д0	100
Гиперпластификатор Sika Viskocret 20 he	2,0 (от массы цемента)
Ускоритель твердения «Темп»	0,4 (от массы цемента)

Полученные образцы-цилиндры подвергали испытаниям с целью определения их водонасыщения (характеризующего пористость) и реологических показателей.

На рис. 1–3 выборочно представлены обобщенные диаграммы деформирования образцов-цилиндров асфальтобетона при скорости нагружения по образующей 3 мм/мин и температуре 20 °С. При этой температуре нагрузку воспринимает как вязкий битум, так и жесткий цементный камень. В данных условиях эффект армирования переходной зоны представляется наиболее наглядно.

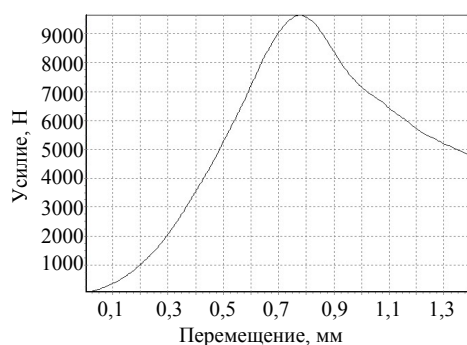


Рис. 1. Диаграмма деформации дисперсно-армированного полужесткого материала (состав 5, без добавок)

Fig. 1. Deformation diagram of dispersion-reinforced semi-rigid materials (of composition 5, no additives)

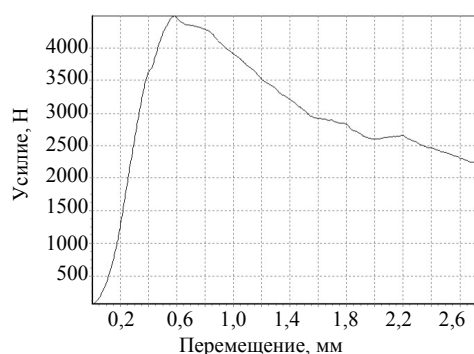


Рис. 2. Диаграмма деформации дисперсно-армированного полужесткого материала (состав 1, целлюлозное вещество)

Fig. 2. Deformation diagram of dispersion-reinforced semi-rigid materials (of composition 1, cellulosic substance)

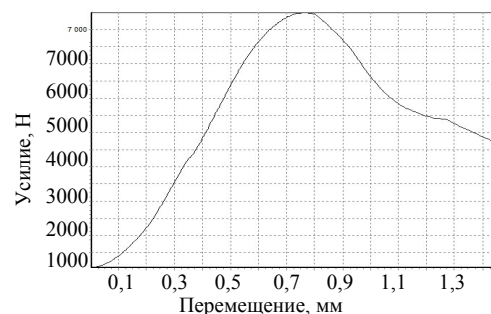


Рис. 3. Диаграмма деформации дисперсно-армированного полужесткого материала (состав 2, целлюлозное волокно + Al_2SO_4)

Fig. 3. Deformation diagram of dispersion-reinforced semi-rigid materials (of composition 2, cellulose fiber + Al_2SO_4)

Анализ диаграмм деформирования показывает, что угол наклона кривых при возрастающих нагрузках на графиках существенно изменяется, что свидетельствует о влиянии дисперсного армирования на процесс разрушения образцов. В табл. 3 представлены усредненные реологические показатели процесса разрушения образцов.

Таблица 3

Показатели, характеризующие процесс деформирования и разрушения

Indicators characterizing the process of deformation and destruction

Состав	Водо-насыще-ние, %	Разрушаю-щее усилие, Н	Деформа-ция, мм	$\text{tg}\alpha$	Работа, Дж
1	5,3	4178	0,69	0,66	1,44
2	4,2	7565	0,82	1,20	3,01
3	2,3	7728	0,98	0,85	3,80
4	1,6	7325	0,73	0,88	2,69
5	1,7	9019	1,08	1,21	4,85

Из приведенных в табл. 3 данных следует, что армирование волокнами целлюлозы (состав 1) позволяет обеспечить довольно высокую деформативность ($\text{tg}\alpha = 0,66$), сравнимую с уровнем обычного асфальтобетона ($\text{tg}\alpha = 0,35-0,40$). Однако работа разрушения этого материала очень мала, следовательно, материал недостаточно устойчив под действием многократной транспортной нагрузки.

Сочетание армирования с помощью целлюлозного волокна и эттрингита (состав 2) неэффективно, так как деформативность материала очень низкая ($\text{tg}\alpha > 1,0$). В этом случае разрушение идет в хрупком режиме аналогично, как и в составе 5, где разрушение связано с резкой потерей несущей способности цементного камня. Эттрингит имеет хрупкие кристаллы, которые прошивают пленку битума и защемляются в минеральном каркасе, поэтому разрушение их происходит без значимых деформаций. В составе 5 поры максимально заполнены цементным камнем (водонасыщение минимальное – 1,7 %), поэтому нагрузка передается непосредственно на хрупкий материал, поскольку нет места для пластических деформаций.

Лучшие деформативные качества и устойчивость к многократным нагрузкам показали составы 3 и 4 ($\text{tg}\alpha$ находится в пределах 0,85–0,88). Добавка РБВ-Г (состав 3) модифицирует пленку битума, а частицы нерастворенной резины повышают эластичность материала. За счет этого при довольно больших деформациях (0,98 мм) и многократном нагружении сохраняется устойчивость образцов (работа разрушения составляет 3,80 Дж).

Введение льняного волокна, обладающего высокой прочностью на разрыв и повышенной жесткостью, позволяет армировать переходный слой таким образом, что при достаточно высоких деформациях (0,73 мм) и большой рабо-

те разрушения (2,69 Дж) материал сохраняет устойчивость.

Для оптимизации состава асфальтовяжущего в переходной зоне изменяемыми факторами при планировании эксперимента стали содержание дополнительного количества битума в асфальтобетоне и содержание армирующей добавки (табл. 4). Для дисперсного армирования на разделе сред битума и цементного камня применялось льняное волокно как одно из наиболее удачных решений согласно исследованиям, представленным выше.

Таблица 4

Составы специальных асфальтобетонных смесей

Compositions of special asphalt concrete mixtures

Состав	Содержание битума 70/100 (сверх 100 % минеральной части)	Содержание льняного волокна (сверх 100 % минеральной части)
1	2,5	0,1
2	2,5	0,3
3	2,5	0,5
4	3,5	0,1
5	3,5	0,3
6	3,5	0,5
7	4,5	0,1
8	4,5	0,3
9	4,5	0,5

Критерием оптимизации служила усталостная долговечность материала, характеризующая способность воспринимать многократные колесные нагрузки (рис. 4).

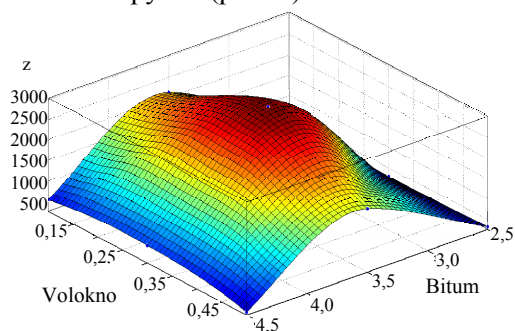


Рис. 4. Зависимость усталостной долговечности (количества циклов до падения модуля жесткости на 50 %) полужесткого материала от содержания битума и армирующего волокна

Fig. 4. Dependence of fatigue life (number of cycles until the stiffness modulus drops by 50 %) of semi-rigid material based on bitumen content and reinforcing fiber

Снижение содержания армирующей добавки до 0,1 % негативно сказывается на усталостных свойствах материала, так как не проявляется армирующий эффект. Увеличение содержания армирующей добавки более 0,3 % также оказывает

негативный эффект. Это происходит за счет чрезмерного структурирования пленок битума и изменения их деформативных свойств.

ВЫВОДЫ

1. Наибольшей усталостной долговечностью и оптимальной деформативностью обладает полужесткий материал с содержанием вновь вводимого битума 3,5 % и армирующей добавки 0,3 %.

2. При уменьшении содержания битума менее 3,5 % материал становится более жестким и хрупким и его усталостная долговечность снижается.

3. При увеличении содержания битума до 4,5 % уменьшается объемная пористость асфальтобетона и происходит эффект неполной пропитки полужесткого материала цементным раствором. Появляются замкнутые пустоты и каверны, что негативно сказывается на физико-механических свойствах и усталостной долговечности материала.

4. Введение волокон и частиц резины в переходный слой между цементным камнем и поверхностью заполнителя препятствует трещинообразованию, деформационные кривые становятся более пологими.

5. Установлено, что показатель $tg\sigma$, характеризующий деформативность полужесткого материала, снижается в случае применения добавки РБВ-Г, содержащей резиновую крошку и мастику, до 0,85 и до 0,88 при добавлении льняных волокон. Это позволяет надеяться, что дисперсно-армированный материал будет деформироваться без нарушения его сплошности в широком диапазоне нагрузок. В обоих случаях работа разрушения полужестких материалов превышает 2,5 Дж, что свидетельствует об их высокой устойчивости к многократным нагрузкам.

6. Таким образом, дисперсное армирование с помощью указанных добавок позволяет получать довольно прочный материал, который не потребует устройства деформационных швов для восприятия температурных напряжений. дисперсно-армированного материала может быть использован в первую очередь на участках торможения и разгона транспортных средств, где наблюдаются сдвиговые деформации у традиционного асфальтобетона.

ЛИТЕРАТУРА

1. Холодные регулированные смеси на основе асфальтогранулятов для устройства верхних слоев дорожных покрытий / В. А. Веренько [и др.] // Дороги и мосты. 2020. № 2 (44). С. 187–213.

2. Дедюхин, А. Ю. Разработка технологии дисперсного армирования асфальтобетонных смесей несортными фракциями волокон хризотила: автореф. дис. ... канд. техн. наук: 05.23.11 / А. Ю. Дедюхин. Екатеринбург: УрГПУ, 2009. 22 с.
3. Акулич, А. В. Структура и свойства дисперсно-армированных асфальтобетонов: автореф. дис. ... канд. техн. наук: 05.23.05 / А. В. Акулич. Минск, 1987. 27 с.
4. Бусел, А. В. Перспективы применения тонкослойных цементобетонных дорожных покрытий в условиях роста транспортных нагрузок / А. В. Бусел, А. И. Смыковский, Т. А. Чистова // Технологии бетонов. 2008. № 2. С. 68–70.
5. Петрович, П. П. Исследование свойств укладываемого бетона для строительства покрытий автомобильных дорог / П. П. Петрович, А. В. Дмитричев // Современные проблемы строительства и реконструкции зданий и сооружений: материалы Междунар. науч.-техн. конф. Вологда: ВоГТУ, 2003. С. 217–218.
6. Асмагулаев, Б. А. Укладываемый бетон на основе медленнотвердеющего шлакового вяжущего / Б. А. Асмагулаев // Автомобильные дороги. 1993. № 9. С. 18–20.
7. Бусел, А. В. Использование дисперсно-армированного бетона в элементах мостового полотна [Электронный ресурс] / А. В. Бусел, В. С. Артимович // Дорожное строительство и его инженерное обеспечение: материалы Междунар. науч.-техн. конф. / редкол.: С. Е. Кравиченко (гл. ред.) [и др.]; сост. В. А. Ходяков. Минск: БНТУ, 2021. С. 41–47. Режим доступа: <https://rep.bntu.by/handle/data/108503>.
8. Бусел, А. В. Активация крупного заполнителя – резерв экономии цемента и повышения прочного тяжелого бетона / А. В. Бусел, В. В. Киселев, Т. А. Чистова // Строительная наука и техника. 2006. № 3. С. 21–23.
9. Долговечные асфальтобетонные покрытия автомобильных дорог, мостов и улиц / В. А. Веренько [и др.]. Минск: Арт Дизайн, 2015. 296 с.
10. Кирюхин, Г. Н. Моделирование работоспособности и долговечности асфальтобетона в дорожных покрытиях / Г. Н. Кирюхин. М.: Технополиграфцентр, 2018. 330 с.
11. Теоретические основы анализа полужестких материалов для дорожных одежд / В. А. Веренько [и др.] // Автомобильные дороги и мосты. 2019. № 2 (24). С. 23–29.
12. Телтаев, Б. Б. Низкотемпературное растрескивание асфальтобетонного покрытия: объяснение явления и прогноз количества трещин / Б. Б. Телтаев // Наука и техника в дорожной отрасли. 2019. № 3. С. 30–34.
13. Веренько, В. А. Прогнозирование расчетных характеристик бетонов на органогидравлических вяжущих в широком диапазоне температур и скоростей деформирования / В. А. Веренько, А. А. Макаревич // Вестник Белорусского национального технического университета. 2010. № 3. С. 20–27.
14. Бусел, А. В. Битумно-эпоксидные композиции для регенерированного асфальтобетона / А. В. Бусел, У. Г. Сушкевич, В. Г. Соловьев // Наука и техника в дорожной отрасли. 2020. № 2. С. 34–37.
15. with Non-Grade Fractions of Chrysotile Fibers [Dissertation]. Ekaterinburg: Publishing House of the Ural State Forestry Engineering University (in Russian).
16. Akulich A. V. (1987) *Structure and Properties of Dispersed-Armour-Coated Asphalt Concrete* [dissertation]. Minsk, Belarusian Polytechnic Institute (in Russian).
17. Busel A. V., Smykovsky A. I., Chistova T. A. (2008) Prospects for the Use of Thin-Layer Cement Concrete Road Surfaces in Conditions of Increasing Traffic Loads. *Tekhnologii Betonov* [Concrete Technology], (2), 68–70 (in Russian).
18. Petrovich P. P., Dmitrichev A. V. (2003) Study of the Properties of Compacted Concrete for the Construction of Road Surfaces. *Sovremennye problemy stroitel'stva i rekonstruktsii zdaniy i sooruzhenii: materialy Mezhdunar. nauch.-tekhn. konf.* [Modern Problems of Construction and Reconstruction of Buildings and Structures. Proceedings of International Scientific and Technical Conference]. Vologda, Vologda State Technical University, 217–218 (in Russian).
19. Asmatulaev B. A. (1993) Rolled Concrete Based on Slow-hardening Slag Binder. *Avtomobilnye Dorogi* [Highways], (9), 18–20 (in Russian).
20. Busel A. V., Artimovich V. S. (2021) Use of Dispersed Reinforced Concrete in Bridge Deck Elements. *Sovremennye problemy stroitel'stva i rekonstruktsii zdaniy i sooruzhenii: materialy Mezhdunar. nauch.-tekhn. konf.* [Road Construction and Its Engineering Support. Proceedings of International Scientific and Technical Conference]. Minsk, Belarusian National Technical University, 101–109. Available at: <https://rep.bntu.by/handle/data/108503> (in Russian).
21. Busel A. V., Kiselev V. V., Chistova T. A. (2006) Activation of Coarse Aggregate is a Reserve for Saving Cement and Increasing the strength of Heavy Concrete. *Stroitel'naya Nauka i Tekhnika* [Construction Science and Technology], (3), 21–23 (in Russian).
22. Verenko V. A., Zankovich V. V., Ladyshev A. A., Lira S. V., Afanasenko A. A., Yatsevich P. P. (2015) *Durable Asphalt Concrete Pavements for Roads, Bridges and Streets*. Minsk, Art Design Publ. 296 (in Russian).
23. Kiryukhin G. N. (2018) *Modeling the Performance and Durability of Asphalt Concrete in Road Surfaces*. Moscow, Tekhnopoligrafstsentr Publ. 330 (in Russian).
24. Verenko, V. A., Busel A. V., Shumchik V. K., Zankovich V. V., Li Shonghu (2019) *Theoretical Basis for the Analysis of Semi-rigid Pavement Materials. Avtomobilnye Dorogi i Mosty* [Highways and Bridges], (2), 23–29 (in Russian).
25. Teltaev B. B. (2019) Low-Temperature Cracking of Asphalt Concrete pavement: Explanation of the Phenomenon and Prediction of the Number of Cracks. *Nauka i Tekhnika v Dorozhnoy Otrastli* [Science and Technology in the Road Industry], (3), 30–34 (in Russian).
26. Verenko V. A., Makarevich A. A. (2010) Prediction of the Design Characteristics of Concrete with Organic-Hydraulic Binders in a Wide Range of Temperatures and Deformation Rates. *Vestnik Belorusskogo Natsionalnogo Tekhnicheskogo Universiteta* [Bulletin of the Belarusian National Technical University], (3), 20–27 (in Russian).
27. Busel A. V., Sushkevich U. G., Solovyov V. G. (2020) Bitumen-Epoxy Compositions for Regenerated Asphalt Concrete. *Nauka i Tekhnika v Dorozhnoy Otrastli* [Science and Technology in the Road Industry], (2), 34–37 (in Russian).

Received: 11.03.2024

Accepted: 20.05.2024

Published online: 29.11.2024

REFERENCES

1. Verenko, V. A., Zankovich V. V., Zaitsev E. O., Lira S. V., Nasonova I. G., Shan Bo, Khou Dekhua (2020) Cold Controlled Mixtures Based on Asphalt Granules for the Construction of Top Layers of Road Surfaces. *Dorogi i Mosty* [Roads and Bridges], (2), 187–213 (in Russian).
2. Dedyukhin A. Yu. (2009) *Development of Technology for Dispersed Reinforcement of Asphalt Concrete Mixtures*

<https://doi.org/10.21122/2227-1031-2024-23-6-507-516>

УДК 69.001.5

Продавливание металлических защитных экранов на основе элементов из листового проката и полутруб

Асп. Н. М. Прибыльская¹⁾, канд. тех. наук, доц. В. А. Гречухин¹⁾

¹⁾Белорусский национальный технический университет (Минск, Республика Беларусь)

Реферат. Объектом исследования являются новые конструктивные решения металлических защитных экранов на основе элементов из листового проката, полутруб и направляющих труб. Металлические защитные экраны применяются при строительстве подземных транспортных сооружений закрытым способом. Защитный экран предотвращает деформации и просадки поверхности вышележащих слоев грунта, авто- и железнодорожного полотна. При строительстве сооружений тоннельного типа под действующими транспортными коммуникациями не должны быть нарушены условия безопасной эксплуатации автомобильных и железных дорог. В этом случае особое внимание уделяется просадкам вышележащих слоев грунта. Величина просадок влияет на возможность эксплуатации автомобильных дорог и снижение скорости либо полную остановку движения на железной дороге. Поэтому было исследовано напряженно-деформированное состояние предлагаемых металлических защитных экранов с помощью расчетной модели, разработанной на основе метода конечных элементов. Для повышения точности расчета внутренних усилий на продавливание отдельных конструктивных элементов металлического защитного экрана использовался метод Ромберга. Предлагаемые конструкции и технологии защитных экранов сохраняют преимущества применяемых в настоящее время при одновременном снижении затрат на сооружение защитного экрана, так как исследуемые конструктивные решения требуют меньших усилий на продавливание отдельных элементов и, как следствие, использования менее мощного оборудования. Расчеты напряженно-деформированного состояния предложенных конструкций защитных экранов показали их жизнеспособность. В качестве критерия проверки работоспособности рассматривались максимальные напряжения, воспринимаемые отдельными частями конструкций, они не превышают предела текучести выбранной стали. Также были рассчитаны максимальные вертикальные и горизонтальные перемещения отдельных частей экранов, которые не превышают обозначенных в требованиях Правил технической эксплуатации железной дороги в Республике Беларусь и Инструкции по текущему содержанию железнодорожного пути в Российской Федерации. Это подтверждает работоспособность предлагаемых металлических защитных экранов.

Ключевые слова: подземные транспортные коммуникации, защитные экраны, продавливание, нарушение структуры вышележащих слоев грунта, деформации и просадка поверхности несущего слоя

Для цитирования: Прибыльская, Н. М. Продавливание металлических защитных экранов на основе элементов из листового проката и полутруб / Н. М. Прибыльская, В. А. Гречухин // *Наука и техника*. 2024. Т. 23, № 6. С. 507–516. <https://doi.org/10.21122/2227-1031-2024-23-6-507-516>

Punching Metal Protective Screens Based on Elements Made of Rolled Sheets and Half Pipes

N. M. Pribylskaya, V. A. Grechukhin

¹⁾Belarusian National Technical University (Minsk, Republic of Belarus)

Abstract. The object of the study is new design solutions for metal protective screens based on elements made of rolled sheets, half-pipes and guide pipes. Metal protective screens are used in the construction of underground transport structures

Адрес для переписки

Прибыльская Наталья Михайловна
Белорусский национальный технический университет
просп. Независимости, 65,
220013, г. Минск, Республика Беларусь
Тел.: +375 29 173-19-95
npribylskaya@bntu.by

Address for correspondence

Pribylskaya Natalya M.
Belarusian National Technical University
65, Nezavisimosty Ave.,
220013, Minsk, Republic of Belarus
Тел.: +375 29 173-19-95
npribylskaya@bntu.by

using a closed method. The protective screen prevents deformations and subsidence of the surface of overlying soil layers, road and railway bed. During the construction of tunnel-type structures under existing transport communications, the conditions for the safe operation of roads and railways must not be violated. In this case, special attention is paid to subsidence of the overlying soil layers. The magnitude of subsidence affects the possibility to operate roads and reduce the speed or completely stop traffic on the railway. Therefore, the stress-strain state of the proposed metal protective screens was studied using a calculation model developed on the basis of the finite element method. To improve the accuracy of calculating internal forces on punching individual structural elements of a metal protective screen, the Romberg method was used. The proposed designs and technologies of protective screens retain the advantages of those currently used, while simultaneously reducing the costs of constructing a protective screen, since the design solutions under study require less effort to push through individual elements, and, as a consequence, use less powerful equipment. Calculations of the stress-strain state of the proposed designs of protective screens have shown their viability. As a criterion for checking the operability, the maximum stresses perceived by individual parts of the structures were considered; they do not exceed the yield strength of the selected steel, and the maximum vertical and horizontal displacements of individual parts of the screens were calculated, which do not exceed those specified in the requirements of the Rules for Technical Operation of Railways in the Republic of Belarus and the Instructions for Current Maintenance of Railway Tracks in the Russian Federation. This confirms the operability of the proposed metal protective screens.

Keywords: underground transport communications, protective screens, punching, violation of the structure of the overlying soil layers, deformation and subsidence of the surface of the bearing layer

For citation: Pribylskaya N. M., Grechukhin V. A. (2024) Punching Metal Protective Screens Based on Elements Made of Rolled Sheets and Half Pipes // *Science and Technique*. 23 (6), 507–516. <https://doi.org/10.21122/2227-1031-2024-23-6-507-516> (in Russian)

Введение

В настоящее время при строительстве подземных транспортных коммуникаций применяют различные технические решения [1]. Для сравнения необходимых усилий на продавливание отдельных элементов конструкций защитных экранов были рассмотрены способ, применяемый ООО «Анкерные технологии-М» (Российская Федерация), и предложенные методы сооружения защитных экранов.

Защитный экран, который использует ООО «Анкерные технологии-М», включает ряд соединенных между собой труб или секций, состоящих из двух и более труб, в каждой из которых выполнены продольный вырез для вхождения в него примыкающей трубы и окна для размещения поперечной арматуры. Вдоль продольных вырезов установлены ребра жесткости, а стенки продольных вырезов сопряжены с замково-направляющим устройством. При этом защитный экран выполнен с лидерной трубой, которая имеет два продольных выреза для вхождения в них и фиксации посредством замково-направляющего устройства труб, примыкающих к лидерной трубе, и соответственно два ряда ребер жесткости, расположенных вдоль этих вырезов [2, 3].

При сооружении первого предложенного металлического защитного экрана (МЗЭ) используются направляющие трубы и базовые элементы, содержащие секции из сваренных

между собой полутруб. Данный вид защитного экрана показан на рис. 1 [4].

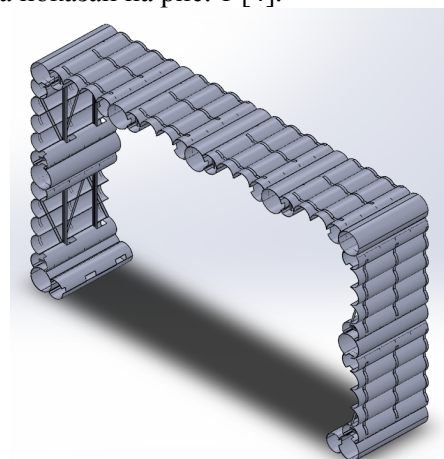


Рис. 1. Металлический защитный экран из направляющих труб и базовых элементов, состоящих из секций из полутруб

Fig. 1. Metal protective screen made of guide pipes and base elements consisting of sections of half pipes

При сооружении второго предложенного металлического защитного экрана в грунт продавливаются направляющие трубы и однотипные элементы металлического защитного экрана, при изготовлении которых используют плоский прокатный лист, к которому приварены прокатные уголки, как показано на рис. 2 [5].

Для проверки надежности предложенных конструкций исследовано их напряженно-деформированное состояние. Расчет производился с использованием программного продукта SolidWorks (<https://www.solidworks.com>).

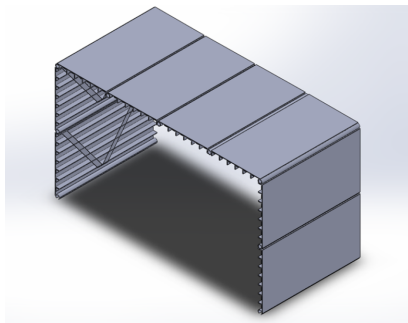


Рис. 2. Схема металлического защитного экрана, состоящего из однотипных элементов на основе листового проката

Fig. 2. Diagram of a metal protective screen, consisting of identical elements based on sheet metal

Уравнение для расчетной нагрузки на верхнюю секцию защитного экрана

$$P_p^B = 23470 \cdot (2,51 - y) + \frac{230050}{5,21 - y}. \quad (1)$$

Уравнение для расчетной нагрузки на боковые секции защитного экрана

$$P_p^B = 7669 \cdot (2,51 - y) + \left(9807 + \frac{10787}{e^{0,1004 - 0,04 \cdot y}} + \frac{43149}{(2,51 - y)^2} \right) \cdot 4,8995 + \frac{4,8995}{5,21 - y}. \quad (2)$$

Расчеты показали, что максимальное напряжение, которое испытывают отдельные части металлического защитного экрана из направляющих труб и базовых элементов, состоящих из секций из полутруб: $\sigma = 1,5 \cdot 10^8 \frac{\text{Н}}{\text{м}^2}$. При рас-

четах была выбрана сталь С245, предел текучести которой $2,45 \cdot 10^8 \frac{\text{Н}}{\text{м}^2}$. Максимальное на-

пряжение не превышает предел текучести вышеуказанной стали. Результаты исследования показаны на рис. 3.

Рассчитанное максимальное перемещение, возникающее в конструкции металлического защитного экрана под воздействием нагрузок, составляет $\Delta r = 0,017$ м. Максимальное перемещение не превышает норм, установленных Правилами технической эксплуатации железной дороги в Республике Беларусь [6] и Инструкцией по текущему содержанию железнодорожного пути в Российской Федерации [7]. Предложенная конструкция позволяет организовать непрерывное движение поездов при проведении строительных работ на железной дороге. Ограничений скорости движения поездов на участке дороги, где ведутся работы, не требуется [8].

Результаты исследования показаны на рис. 4.

При расчете МЗЭ из однотипных элементов на основе листового проката получены следующие результаты (рис. 5). Как видно на рис. 5, максимальное напряжение, которое испытывают отдельные части металлического защитного экрана, состоящего из однотипных элементов на основе листового проката, составляет $\sigma = 2,4 \cdot 10^8 \frac{\text{Н}}{\text{м}^2}$. Оно не превышает предела

текучести выбранной нами стали $\left(2,45 \cdot 10^8 \frac{\text{Н}}{\text{м}^2} \right)$.

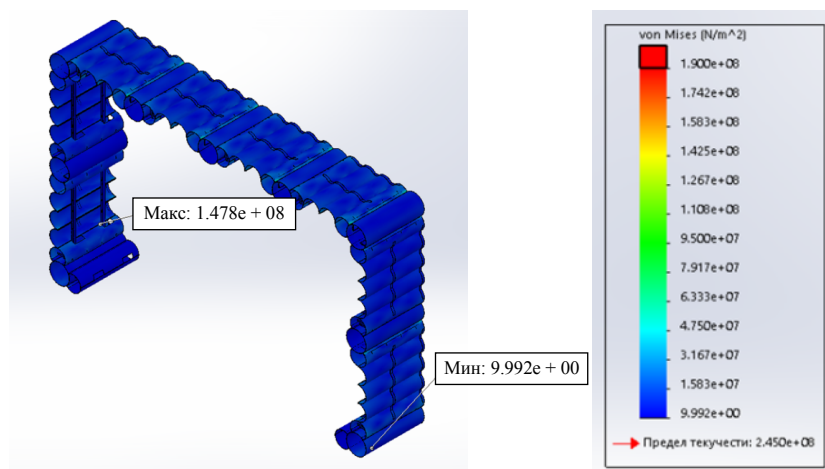


Рис. 3. Результаты исследования напряженного состояния металлического защитного экрана из направляющих труб и базовых элементов

Fig. 3. Results of the study of the stressed state of a metal protective screen made of guide pipes and base elements

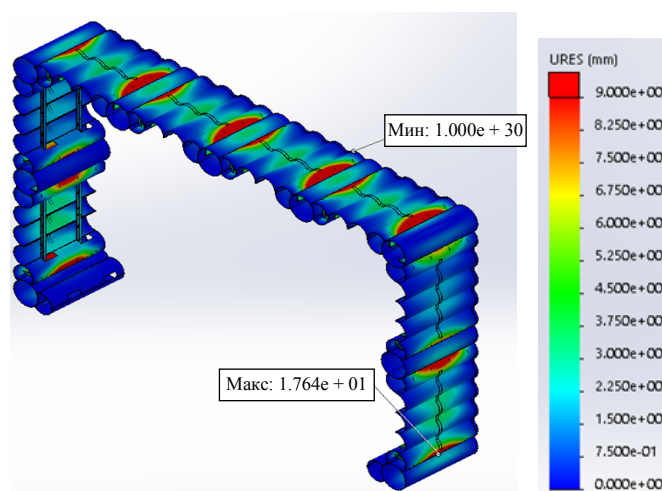


Рис. 4. Результаты исследования перемещений, возникающих в конструкции металлического защитного экрана из направляющих труб и базовых элементов

Fig. 4. Results of the study of displacements occurring in the design of a metal protective screen made of guide pipes and base elements

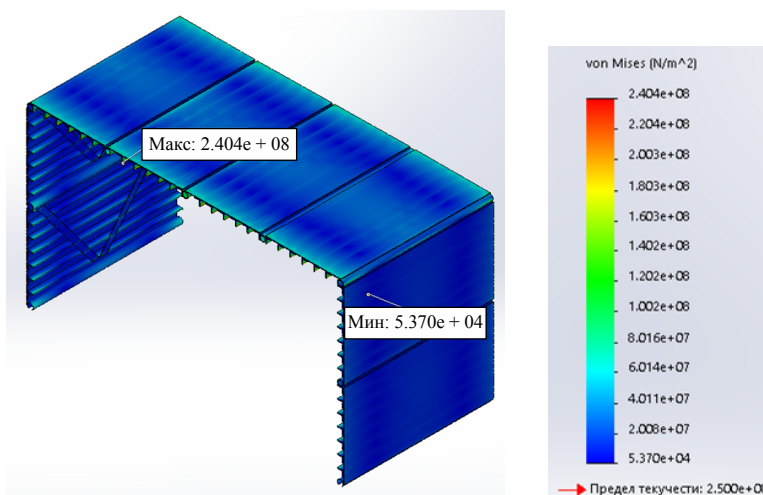


Рис. 5. Результаты исследования напряженного состояния металлического защитного экрана из однотипных элементов на основе листового проката

Fig. 5. Results of the study of stressed state of a metal protective screen made of similar elements based on rolled sheets

На рис. 6 показана эпюра перемещений. Максимальное перемещение составляет $\Delta r = 4,1$ мм. Максимальное перемещение не превышает норм, установленных Правилами технической эксплуатации железной дороги в Республике Беларусь [6] и Инструкцией по текущему содержанию железнодорожного пути в Российской Федерации [7]. Предложенная конструкция позволяет организовать непрерывное движение поездов при проведении строительных работ на железной дороге. Ограничений скорости движения поездов на участке дороги, где ведутся работы, не требуется [8].

Для определения усилий продавливания использованы методические указания Строительных норм Республики Беларусь СН 3.03.01–2019 [9].

При продавливании учтено предельно допустимое давление на грунт. Чтобы начался процесс продавливания, давление на грунт должно превышать предельно допустимое. Также необходимо преодолеть силу трения

$$F_{\text{тр}} = \mu N, \quad (3)$$

где N – сила нормального давления; μ – коэффициент трения.

В нашем случае сила нормального давления – это расчетная нагрузка на верхнюю и боковые секции защитного экрана соответственно.

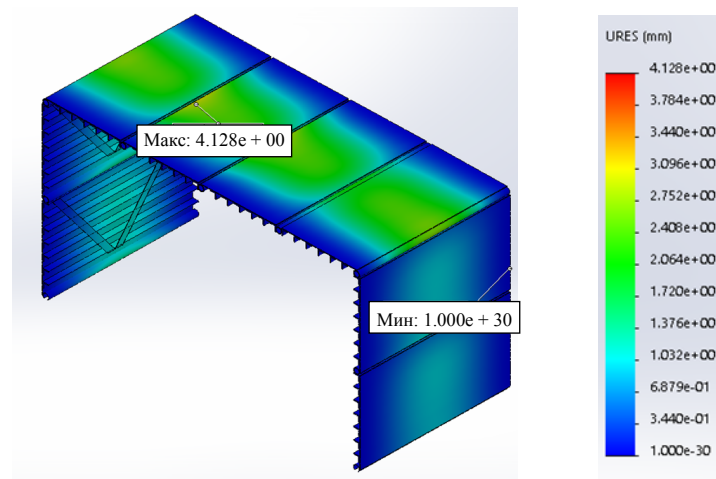


Рис. 6. Результаты исследования перемещений металлического защитного экрана из однотипных элементов на основе листового проката

Fig. 6. Results of the study of displacements of a metal protective screen made of similar elements based on rolled sheets

Так как расчетная нагрузка на верхнюю и боковые секции защитного экрана зависит от глубины, на которой продавливают элемент защитного экрана, силу нормального давления находим, интегрируя расчетную нагрузку по глубине заложения h :

$$N = \int_{h_1}^{h_2} P_p^B(h) ds; \quad (4)$$

$$N = \int_{h_1}^{h_2} P_p^G(h) ds. \quad (5)$$

Получаем формулы для расчета силы трения:

$$F_{тр} = \mu \int_{h_1}^{h_2} P_p^B(h) ds; \quad (6)$$

$$F_{тр} = \mu \int_{h_1}^{h_2} P_p^G(h) ds. \quad (7)$$

Усилия по продавливанию элементов защитного экрана рассчитываем с использованием программного продукта Mathcad (<https://www.mathcad.com>).

Предельно допустимое давление на грунт

$$P_{пр} = 1 \text{ Па};$$

коэффициент трения стали о грунт $k = 0,4$:

$$P_r^B(y, dh) = 18054(2,51 - y - dh); \quad (8)$$

$$P_{nc}^B(y, dh) = \frac{176962}{(5,21 - y - dh)}; \quad (9)$$

$$P_r^G(y, dh) = 5899(2,51 - y - dh); \quad (10)$$

$$P_{nc}^G(y, dh) = \frac{\left(9807 + \frac{10787}{e^{0,1004-0,04(y+dh)}} + \frac{43149}{(2,51 - y - dh)^2} \right) 4,0829}{(5,21 - y - dh)}, \quad (11)$$

где $P_r^B(y, dh)$ – давление на верх экрана со стороны грунта, Па; $P_{nc}^B(y, dh)$ – то же на верх экрана со стороны подвижного состава, Па; $P_r^G(y, dh)$ – то же на боковую поверхность экрана со стороны грунта, Па; $P_{nc}^G(y, dh)$ – то же на боковую поверхность экрана со стороны подвижного состава, Па; dh – глубина относительно точки, м;

$$F_{n1}(r_1, r_2, \varphi_1, \varphi_2, dh) = kr_1 \int_{\varphi_1}^{\varphi_2} P_r^B(r_1 \sin(\varphi), dh) d\varphi + \quad (12)$$

$$+ kr_2 \int_{\varphi_1}^{\varphi_2} P_r^B(r_2 \sin(\varphi), dh) d\varphi;$$

$F_{n1}(r_1, r_2, \varphi_1, \varphi_2, dh)$ – трение на внешнюю и внутреннюю боковую поверхность труб, полутруб, труб с вырезом; r_1, r_2 – внутренний и внешний радиусы труб и полутруб;

$$F_{n2}(L, \alpha, dh) = k \int_0^L P_r^B(l \sin(\alpha), dh) dl; \quad (13)$$

$$F_{n3}(L, \alpha, dh) = k \int_0^L P_r^B(l \sin(\alpha), dh) dl; \quad (14)$$

$F_{n2}(L, \alpha, dh), F_{n3}(L, \alpha, dh)$ – трение о плоскую прямоугольную полосу;

$$\begin{aligned}
F_{\text{напр}} = & F_{n1}(R_{1\text{н}}, R_{1\text{в}}, 0, 2\pi, 0) + 2F_{n2}(L_1, \alpha_1, R_{1\text{н}} \cdot \sin(\alpha_1)) + 2F_{n2}\left(L_1, -\left(\frac{\pi}{2} - \alpha_1\right), R_{1\text{н}} \sin(\alpha_1)\right) + \\
& + 2F_{n2}(L_1, \alpha_2, R_{1\text{н}} \cdot \sin(\alpha_2)) + 2F_{n2}\left(L_1, \left(\frac{\pi}{2} - |\alpha_2|\right), R_{1\text{н}} \sin(\alpha_2)\right) + \\
& + 2F_{n2}(L_1 - \delta_1, \alpha_1, (R_{1\text{н}} + \delta_1) \sin(\alpha_1) - \delta_1 \cos(\alpha_1)) + \\
& + 2F_{n2}\left(L_1 - \delta_1, -\left(\frac{\pi}{2} - \alpha_1\right), (R_{1\text{н}} + \delta_1) \sin(\alpha_1) - \delta_1 \cos(\alpha_1)\right) + \\
& + 2F_{n2}(L_1 - \delta_1, \alpha_2, (R_{1\text{н}} + \delta_1) \sin(\alpha_2) - \delta_1 \cos(\alpha_2)) + \\
& + 2F_{n2}\left(L_1 - \delta_1, \left(\frac{\pi}{2} - |\alpha_2|\right), (R_{1\text{н}} + \delta_1) \sin(\alpha_2) + \delta_1 \cos(\alpha_2)\right);
\end{aligned} \tag{15}$$

$F_{\text{напр}}$ – сила трения, действующая на направляющую трубу; $R_{1\text{н}}$, $R_{1\text{в}}$ – внешний и внутренний радиусы труб; L_1 – ширина полки уголка; δ_1 – толщина уголка; α_1 , α_2 – углы расположения уголков на направляющей трубе;

$$\begin{aligned}
F_{\text{тр_баз_эл}}^{\text{в}} = & 2F_{n1}(R_{2\text{н}}, R_{2\text{в}}, \alpha_3, \alpha_4, dh_1) + 3F_{n1}(R_{2\text{н}}, R_{2\text{в}}, 0, \pi, dh_2) + 16F_{n1}(R_{\text{пл}}, 0, \alpha_{\text{мх}}, \pi - \alpha_{\text{мх}}, dh_3) \frac{\Delta}{l_c} - \\
& - 16F_{n1}(R_{2\text{н}}, 0, \alpha_{\text{мн}}, \pi - \alpha_{\text{мн}}, dh_3) \frac{\Delta}{l_c} + 16P_{\Gamma}^{\text{в}}(0, dh_4) a \frac{\Delta}{l_c} + 16P_{\Gamma}^{\text{в}}(0, dh_4 - h) b \frac{\Delta}{l_c};
\end{aligned} \tag{16}$$

$F_{\text{тр_баз_эл}}^{\text{в}}$ – сила трения, действующая на верхний базовый элемент; $R_{2\text{н}}$, $R_{2\text{в}}$ – внешний и внутренний радиусы труб; $R_{\text{пл}}$ – радиус фигурной полосы; α_3 , α_4 – углы расположения выреза в трубе; dh_1 – смещение оси трубы с вырезом по оси y относительно начала координат; dh_2 – то же оси полутруб по оси y относительно начала координат; dh_3 – то же центров окружностей круглых

частей фигурной полосы по оси y относительно начала координат; dh_4 – смещение верхней поверхности прямой части фигурной пластины по оси y относительно начала координат; $\alpha_{\text{мн}}$, $\alpha_{\text{мх}}$ – углы верхней и нижней дуги фигурной полосы; Δ – ширина фигурной пластины; a , b – длины верхней и нижней плоской части фигурной полосы;

$$\begin{aligned}
F_{\text{напр_верх_бок}} = & F_{n1}(R_{1\text{н}}, R_{1\text{в}}, 0, 2\pi, 0) + F_{n2}(L_1, \alpha_1, R_{1\text{н}} \sin(\alpha_1)) + F_{n2}\left(L_1, -\left(\frac{\pi}{2} - \alpha_1\right), R_{1\text{н}} \sin(\alpha_1)\right) + \\
& + F_{n2}(L_1, \alpha_2, R_{1\text{н}} \sin(\alpha_2)) + F_{n2}\left(L_1, -\left(\frac{\pi}{2} - |\alpha_2|\right), R_{1\text{н}} \sin(\alpha_2)\right) + \\
& + F_{n2}(L_1 - \delta_1, \alpha_1, (R_{1\text{н}} + \delta_1) \sin(\alpha_1) - \delta_1 \cos(\alpha_1)) + F_{n2}\left(L_1 - \delta_1, -\left(\frac{\pi}{2} - \alpha_1\right), (R_{1\text{н}} + \delta_1) \sin(\alpha_1) - \delta_1 \cos(\alpha_1)\right) + \\
& + F_{n2}(L_1 - \delta_1, \alpha_2, (R_{1\text{н}} + \delta_1) \sin(\alpha_2) + \delta_1 \cos(\alpha_2)) + F_{n2}\left(L_1 - \delta_1, \left(\frac{\pi}{2} - |\alpha_2|\right), (R_{1\text{н}} + \delta_1) \sin(\alpha_2) + \delta_1 \cos(\alpha_2)\right) + \\
& + F_{n2}(L_1, \alpha_5, R_{1\text{н}} \sin(\alpha_5)) + F_{n2}\left(L_1, -\left(\frac{\pi}{2} - |\alpha_5|\right), R_{1\text{н}} \sin(\alpha_5)\right) + F_{n2}(L_1 - \delta_1, \alpha_5, (R_{1\text{н}} + \delta_1) \sin(\alpha_5) - \delta_1 \cos(\alpha_5)) + \\
& + F_{n2}\left(L_1 - \delta_1, -\left(\frac{\pi}{2} - |\alpha_5|\right), (R_{1\text{н}} + \delta_1) \sin(\alpha_5) + \delta_1 \cos(\alpha_5)\right) + F_{n2}(L_1, \alpha_6, R_{1\text{н}} \sin(\alpha_6)) +
\end{aligned} \tag{17}$$

$$+ F_{n2} \left(L_1, -\left(\frac{\pi}{2} - |\alpha_6| \right), R_{1H} \sin(\alpha_6) \right) + F_{n2} \left(L_1 - \delta_1, \alpha_6, (R_{1H} + \delta_1) \sin(\alpha_6) - \delta_1 \cos(\alpha_6) \right) + \\ + F_{n2} \left(L_1 - \delta_1, -\left(\frac{\pi}{2} - |\alpha_6| \right), (R_{1H} + \delta_1) \sin(\alpha_6) + \delta_1 \cos(\alpha_6) \right);$$

$F_{\text{напр_верх_бок}}$ – сила трения, действующая на верхнюю боковую направляющую трубу; α_5, α_6 – углы расположения уголков на направляющей трубе;

$$F_{\text{напр_ниж_бок}} = F_{n1} (R_{1H}, R_{1B}, 0, 2\pi, dh_5) + F_{n2} (L_1, \alpha_7, R_{1H} \sin(\alpha_7) + dh_5) + \\ + F_{n2} \left(L_1, -\left(\frac{\pi}{2} - \alpha_7 \right), R_{1H} \sin(\alpha_7) + dh_5 \right) + F_{n2} (L_1, \alpha_8, R_{1H} \sin(\alpha_8) + dh_5) + \\ + F_{n2} \left(L_1, \left(\frac{\pi}{2} - |\alpha_8| \right), R_{1H} \sin(\alpha_8) + dh_5 \right) + F_{n2} (L_1 - \delta_1, \alpha_7, (R_{1H} + \delta_1) \sin(\alpha_7) - \delta_1 \cos(\alpha_7) + dh_5) + \\ + F_{n2} \left(L_1 - \delta_1, -\left(\frac{\pi}{2} - \alpha_7 \right), (R_{1H} + \delta_1) \sin(\alpha_7) - \delta_1 \cos(\alpha_7) + dh_5 \right) + \\ + F_{n2} (L_1 - \delta_1, \alpha_8, (R_{1H} + \delta_1) \sin(\alpha_8) + \delta_1 \cos(\alpha_8) + dh_5) + \\ + F_{n2} \left(L_1 - \delta_1, \left(\frac{\pi}{2} - |\alpha_8| \right), (R_{1H} + \delta_1) \sin(\alpha_8) + \delta_1 \cos(\alpha_8) + dh_5 \right) + F_{n2} (L_1, \alpha_9, R_{1H} \sin(\alpha_9) + dh_5) + \quad (18) \\ + F_{n2} \left(L_1, \left(\frac{\pi}{2} - \alpha_9 \right), R_{1H} \sin(\alpha_9) + dh_5 \right) + F_{n2} (L_1 - \delta_1, \alpha_9, (R_{1H} + \delta_1) \sin(\alpha_9) + \delta_1 \cos(\alpha_9) + dh_5) + \\ + F_{n2} \left(L_1 - \delta_1, \left(\frac{\pi}{2} - \alpha_9 \right), (R_{1H} + \delta_1) \sin(\alpha_9) + \delta_1 \cos(\alpha_9) + dh_5 \right) + F_{n2} (L_1, \alpha_{10}, R_{1H} \sin(\alpha_{10}) + dh_5) + \\ + F_{n2} \left(L_1, \frac{\pi}{2} - \alpha_{10}, R_{1H} \sin(\alpha_{10}) + dh_5 \right) + F_{n2} (L_1 - \delta_1, \alpha_{10}, (R_{1H} + \delta_1) \sin(\alpha_{10}) + \delta_1 \cos(\alpha_{10}) + dh_5) + \\ + F_{n2} \left(L_1 - \delta_1, \frac{\pi}{2} - \alpha_{10}, (R_{1H} + \delta_1) \sin(\alpha_{10}) + \delta_1 \cos(\alpha_{10}) + dh_5 \right);$$

$F_{\text{напр_ниж_бок}}$ – сила трения, действующая на нижнюю боковую направляющую трубу; $\alpha_7, \alpha_8, \alpha_9, \alpha_{10}$ – углы расположения уголков на направляющей трубе;

$$F_{\text{тр_баз_эл}}^6 = F_{n1} (R_{2H}, R_{2B}, \alpha_{11}, \alpha_{12}, dh_6) + F_{n1} \left(R_{2H}, R_{2B}, -\frac{\pi}{2}, \frac{\pi}{2}, dh_7 \right) + \\ F_{n1} \left(R_{2H}, R_{2B}, -\frac{\pi}{2}, \frac{\pi}{2}, dh_8 \right) + F_{n1} \left(R_{2H}, R_{2B}, -\frac{\pi}{2}, \frac{\pi}{2}, dh_9 \right) + F_{n1} (R_{2H}, R_{2B}, \alpha_{13}, \alpha_{14}, dh_{10}) - \\ 4F_{n1} (R_{2H}, 0, -\alpha_{mn_d}, 0, dh_6) \frac{\Delta}{l_c} - 4F_{n1} (R_{2H}, 0, -\alpha_{mn_d}, \alpha_{mn_d}, dh_8) \frac{\Delta}{l_c} - 4F_{n1} (R_{2H}, 0, -\alpha_{mn_d}, \alpha_{mn_d}, dh_9) \times \\ \times \frac{\Delta}{l_c} - 4F_{n1} (R_{2H}, 0, 0, \alpha_{mn_d}, dh_{10}) \frac{\Delta}{l_c} + 4F_{n1} (R_{\text{пл}}, 0, -\alpha_{mn_d}, 0, dh_6) \frac{\Delta}{l_c} + 4F_{n1} (R_{\text{пл}}, 0, -\alpha_{mn_d}, \alpha_{mn_d}, dh_7) \frac{\Delta}{l_c} + \\ + 4F_{n1} (R_{\text{пл}}, 0, -\alpha_{mn_d}, \alpha_{mn_d}, dh_8) \frac{\Delta}{l_c} + 4F_{n1} (R_{\text{пл}}, 0, -\alpha_{mn_d}, \alpha_{mn_d}, dh_9) \frac{\Delta}{l_c} + \\ + 4F_{n1} (R_{\text{пл}}, 0, 0, \alpha_{mn_d}, dh_{10}) \frac{\Delta}{l_c} + 4 \cdot F_{n3} \left(b, -\frac{\pi}{2}, dh_{11} \right) \frac{\Delta}{l_c} + 4 \cdot F_{n3} \left(a, -\frac{\pi}{2}, dh_{12} \right) \frac{\Delta}{l_c} +$$

$$\begin{aligned}
& + 4F_{n3} \left(b, -\frac{\pi}{2}, dh_{13} \right) \frac{\Delta}{l_c} + 4F_{n3} \left(a, -\frac{\pi}{2}, dh_{14} \right) \frac{\Delta}{l_c} + 4F_{n3} \left(b, -\frac{\pi}{2}, dh_{15} \right) \frac{\Delta}{l_c} + \\
& + 4F_{n3} \left(a, -\frac{\pi}{2}, dh_{16} \right) \frac{\Delta}{l_c} + 4F_{n3} \left(b, -\frac{\pi}{2}, dh_{17} \right) \frac{\Delta}{l_c} + 4F_{n3} \left(a, -\frac{\pi}{2}, dh_{18} \right) \frac{\Delta}{l_c} + 10F_{n3} \left(h_{pl}, -\frac{\pi}{2}, dh_{19} \right) \frac{\Delta}{l_c};
\end{aligned} \quad (19)$$

$F_{тр_баз_эл}^6$ – сила трения, действующая на боковой базовый элемент; α_{11}, α_{12} – углы расположения выреза в трубе; dh_6 – смещение оси трубы с вырезом по оси y относительно начала координат; dh_8 – то же оси полутруб по оси y относительно начала координат; dh_9 – то же центров окружностей круглых частей фигурной полосы по оси y относительно начала координат; dh_{10} – то же верхней поверхности прямой части фигурной пластины по оси y относительно начала координат; $\alpha_{mn_d}, \alpha_{mn_d}$ – углы верхней и нижней дуги фигурной полосы; Δ – ширина фигурной пластины; a, b – длины верхней и нижней части фигурной полосы;

$$F_{ниж_тр} = F_{n1} (R_{2н}, R_{2в}, \alpha_{15}, \alpha_{16}, dh_{20}); \quad (20)$$

$F_{ниж_тр}$ – сила трения, действующая на нижнюю трубу с вырезанным сектором; α_{15}, α_{16} – углы расположения выреза в трубе; dh_{20} – смещение оси трубы с вырезом по оси y относительно начала координат;

$$F_1 = P_{пр} S_{напр} + F_{напр}; \quad (21)$$

$$F_2 = P_{пр} S_{баз_эл}^B + F_{тр_баз_эл}^B; \quad (22)$$

$$F_3 = P_{пр} S_{напр_верх_бок} + F_{напр_верх_бок}; \quad (23)$$

$$F_4 = P_{пр} S_{напр_ниж_бок} + F_{напр_ниж_бок}; \quad (24)$$

$$F_5 = P_{пр} S_{баз_эл}^6 + F_{тр_баз_эл}^6; \quad (25)$$

$$F_6 = P_{пр} S_{ниж_тр} + F_{ниж_тр}; \quad (26)$$

$S_{напр}$ – площадь торца направляющей трубы; $S_{баз_эл}^B$ – то же торца верхнего базового элемента; $S_{напр_верх_бок}$ – то же торца верхней боковой направляющей трубы; $S_{напр_ниж_бок}$ – то же торца нижней боковой направляющей трубы; $S_{баз_эл}^6$ – то же торца бокового базового элемента; $S_{ниж_тр}$ – то же торца нижней трубы с вырезами.

На рис. 7 показаны усилия по продавливанию элементов защитного экрана, где $k = 0,4$ – коэффициент трения стали о грунт, x – длина продавливания, м; $F1(x)$ – усилие домкрата, требуемое для продавливания промежуточных направляющих труб верхней секции металлического защитного экрана; $F2(x)$ – то же для продавливания верхних элементов секции металлического защитного экрана; $F3(x)$ – то же для продавливания боковых верхних направляющих труб металлического защитного экрана; $F4(x)$ – то же для продавливания боковых нижних направляющих труб металлического защитного экрана; $F5(x)$ – то же для продавливания боковых элементов секции металлического защитного экрана; $F6(x)$ – то же для продавливания трубы с вырезанным сектором в нижней части металлического защитного экрана.

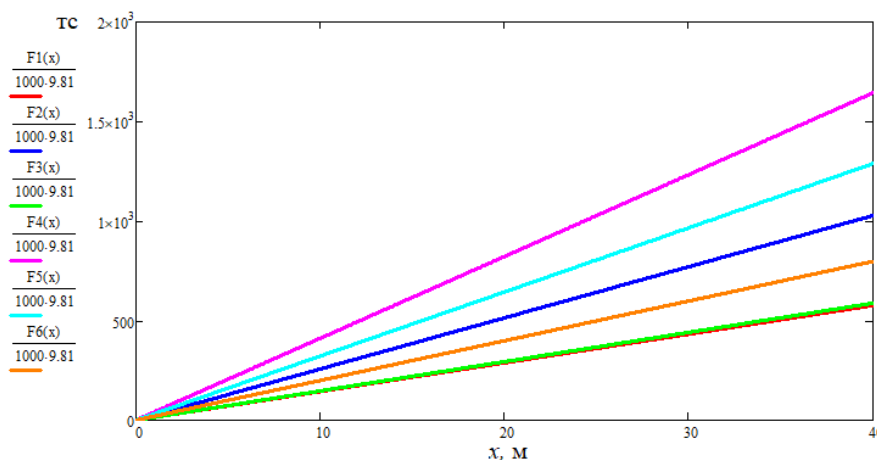


Рис. 7. График зависимости усилия домкрата от длины продавливания для базовых элементов из полутруб

Fig. 7. Graph of the dependence of the jack force on the punching length for basic elements made of half pipes

Произведем расчет усилий на продавливание для элементов на основе листового проката:

$$fn1(a, b, dh) = k \int_a^b P_{вэ}(y, dh) dy; \quad (27)$$

$$fn2(a, b, dh) = k \int_a^b P_{бэ}(y, dh) dy; \quad (28)$$

$$fn3(w, dh, y) = k \int_0^w P_{вэ}(y, dh) dx; \quad (29)$$

$$fn4(w, dh, y) = k \int_0^w P_{бэ}(y, dh) dx. \quad (30)$$

На рис. 8 показаны усилия по продавливанию однотипных элементов защитного экрана, где $k = 0,4$ – коэффициент трения стали о грунт; x – длина продавливания, м; $F7(x)$ – усилие домкрата, требуемое для продавливания верхних однотипных элементов секции металлического защитного экрана; $F8(x)$ – то же для продавливания боковых однотипных элементов секции металлического защитного экрана.

$$\begin{aligned} F_{базлв} = & 2fn1(-h_{0в}, -h_{0в} + b + t, 0) + 2fn1(-h_{0в}, -h_{0в} + b, 0) + 2fn1(-h_{0в} + b - a, -h_{0в} + b, 0) + \\ & + 4fn1(-h_{0в} + b - a + t, -h_{0в} + b, 0) + 2fn1(-h_{0в}, -h_{0в} + b + t, 0) + fn3(L_{лист}, 0, -h_{0в} + b) + \quad (31) \\ & + fn3(L_{лист} - 5t, 0, -h_{0в} + b - t) + fn3(L_{лист}, 0, -h_{0в} + b) + fn3(b, 0, -h_{0в} + b - a), \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} F_{базлб} = & 2fn2(-h_{0б} - L_{лист}, -h_{0б}, 0) + fn4(-h_{0б} - d_{уг} - b, -h_{0б} - d_{уг} - t, 0) + \\ & + fn4(-h_{0б} - 2d_{уг} + b, -h_{0б} - 2d_{уг} + t, 0) + fn4(-h_{0б} - d_{уг} - t, -h_{0б} - d_{уг} - b, 0) + \\ & + fn4(-h_{0б} - 3d_{уг} + b, -h_{0б} - 3d_{уг} + t, 0) + fn4(b + t, 0, -h_{0б}) + fn4(b - t, 0, -h_{0б}) + \quad (32) \\ & + fn4(a, 0, -h_{0б} - d_{уг}) + fn4(a - t, 0, -h_{0б} - d_{уг} - t) + fn4(a - t, 0, -h_{0б} - 2d_{уг} + t) + \\ & + fn4(a - t, 0, -h_{0б} - 2d_{уг} - t) + fn4(a - t, 0, -h_{0б} - 3d_{уг} + t) + fn4(a, 0, -h_{0б} - 3d_{уг} - t) + \\ & + fn4(a - t, 0, -h_{0б} - 4d_{уг} + t) + fn4(a, 0, -h_{0б} - 4d_{уг} - t), \end{aligned}$$

где $fn1(a, b, dh)$, $fn2(a, b, dh)$, $fn3(w, dh, y)$, $fn4(w, dh, y)$ – трение в плоских прямоугольных элементах; $F_{базлв}$ – сила трения, действующая на верхние однотипные элементы; $F_{базлб}$ – то же, действующая на боковые однотипные элементы; $L_{лист}$ – длина секции из однотипных элементов; a, b – ширина полков неравнобокого уголка; $d_{уг}$ – расстояние между уголками; $h_{0б}, h_{0в}$ – глубина задавливания однотипного элемента.

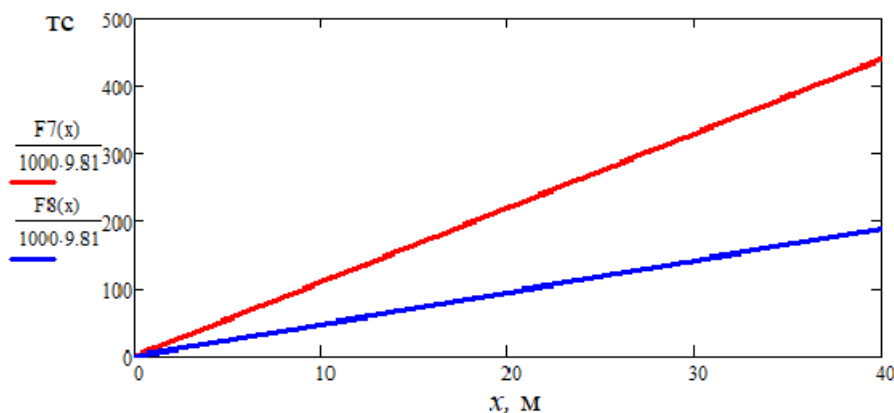


Рис. 8. График зависимости усилия домкрата от длины продавливания для однотипных элементов на основе листового проката

Fig. 8. Graph of the dependence of the jack force on the punching length for similar elements based on rolled sheets

Максимальное усилие домкрата необходимо для продавливания боковых нижних направляющих труб металлического защитного экрана. При продавливании нижних направляющих труб на 40 м оно составляет $F_4(40) = 1643,2$ тс.

Расчеты показали, что при использовании базовых и однотипных элементов мы прикладываем в 1,5 раза меньшее усилие, чем при продавливании секций из труб и труб с вырезанным сектором. Это показывают изложенные в данной статье результаты для защитного экрана из направляющих труб и базовых элементов и результаты, изложенные в статье [10], для секций из труб и труб с вырезанным сектором при одинаковых условиях продавливания. Следовательно, при производстве работ можно применять менее мощное оборудование.

ВЫВОДЫ

1. С учетом вышеизложенного можно сделать вывод, что данные технические решения являются жизнеспособными.

2. Защитный экран предотвращает деформацию и просадку поверхности, минимизирует влияние строительно-монтажных работ на городскую и транспортную инфраструктуру.

3. Для сооружения защитного экрана необходимо использовать менее мощное оборудование для вдавливания направляющих труб и базовых элементов, что ведет к снижению себестоимости строительства и уменьшению его продолжительности.

ЛИТЕРАТУРА

1. Руководство по комплексному освоению подземного пространства крупных городов / под ред. В. А. Ильичева. М.: ГУП НИИАЦ, 2004. 206 с.
2. Секция защитного экрана: пат. RU 121860 / И. Б. Сон, В. М. Ким, Г. А. Ананидзе, А. А. Коньков, В. А. Зубов. Оpubл. 10.11.2012.
3. Способ создания защитного экрана: пат. RU 2501953 / И. Б. Сон, В. М. Ким, Г. А. Ананидзе, А. А. Коньков, В. А. Зубов. Оpubл. 20.12.2013.
4. Защитный экран для тоннеля, или трубы, или путепровода тоннельного типа в рыхлом грунте (варианты) и способ его сооружения: пат. BY 23710 / Н. М. Прибыльская, А. А. Безуглый. Оpubл. 30.06.2022.
5. Защитный экран из однотипных элементов для сооружения тоннеля: пат. Евразийский патент EA042410 / Н. М. Прибыльская. Оpubл. 02.10.2023.
6. Правила технической эксплуатации железной дороги в Республике Беларусь [Электронный ресурс]: постановление М-ва транспорта и коммуникаций Респ. Беларусь, 25 нояб. 2015 г., № 52. Режим доступа: <https://pravo.by/document/?guid=12551&p0=W21530414p>.
7. Инструкция по текущему содержанию железнодорожного пути [Электронный ресурс]: распоряжение ОАО «РЖД», 14.11.2016, № 2288р. Режим доступа: <https://company.rzd.ru/api/media/resources/1503751?action=download>.
8. Напряженно-деформированное состояние защитного экрана из труб и базовых элементов в подземном строительстве / Н. М. Прибыльская, В. А. Гречухин // Метро и тоннели. 2022. № 1. С. 9–13.
9. Мосты и трубы: СН 3.03.01–2019. Введ. 31.10.2019. Минск: Минстройархитектуры, 2020. 286 с.
10. Устройство пересечений в разных уровнях существующих железной и автомобильной дорог без остановки движения поездов / П. Н. Курочка [и др.] // Транспортное строительство. 2015. № 4. С. 14–17.

Поступила 19.08.2024

Подписана в печать 22.10.2024

Опубликована онлайн 29.11.2024

REFERENCES

1. Ilyichev V. A. (ed.) (2004) *Guidelines for the Integrated Development of Underground Space in Large Cities*. Moscow, Publishing House of State Unitary Enterprise "Research Analytical Center". 206 (in Russian).
2. Son I. B., Kim V. M., Ananidze G. A., Konkov A. A., Zubov V. A. (2012) *Protective Screen Section*. Patent Russian Federation no. RU 121860 (in Russian).
3. Son I. B., Kim V. M., Ananidze G. A., Konkov A. A., Zubov V. A. (2013) *Method for Creating a Protective Screen*. Patent Russian Federation no. RU 2501953 (in Russian).
4. Pribylskaya N. M., Bezugly A. A. (2022) *Protective Screen for a Tunnel, or Pipe, or Tunnel-Type Overpass in Loose Soil (Options) and Method of its Construction*. Patent BY no. 23710 (in Russian).
5. Pribylskaya N. M. (2023) *Protective Screen Made of the Same Type of Elements for Tunnel Construction*. Eurasian Patent no. EA042410 (in Russian).
6. *Rules for the Technical Operation of the Railway in the Republic of Belarus, Approved by Decree of the Ministry of Transport and Communications of the Republic of Belarus on November 25, 2015 No.52*. Available at: <https://pravo.by/document/?guid=12551&p0=W21530414p> (in Russian).
7. *Instructions for the Current Maintenance of the Railway Track, Approved by the Order of JSC Russian Railways dated November 14, 2016 No.2288p*. Available at: <https://company.rzd.ru/api/media/resources/1503751?action=download> (in Russian).
8. Pribylskaya N. M., Grechukhin V. A. (2022) *Stress-Strained State of a Protective Screen Made of Pipes and Base Elements in Underground Construction. Metro i Tonneli [Subway and Tunnels]*, (1), 9–13 (in Russian).
9. SN [Construction Norms] 3.03.01–2019. *Bridges and Pipes*. Minsk, Minstroiarhitektury, 2020. 286 (in Russian).
10. Kurochka P. N., Revyakin A. A., Son I. B., Kopylov A. B. (2015) *Construction of Intersections at Different Levels of Existing Railways and Highways Without Stopping Train Traffic. Transportnoye Stroitelstvo = Transport Construction*, (4), 14–17 (in Russian).

Received: 19.08.2024

Accepted: 22.10.2024

Published online: 29.11.2024

<https://doi.org/10.21122/2227-1031-2024-23-6-517-525>

УДК 656.073.9

Актуальные задачи трансформации национальных транспортно-логистических систем в условиях санкционных воздействий

Доктора техн. наук, профессора Д. В. Капский^{1, 2)}, О. Н. Ларин^{3, 4)}, канд. техн. наук Ф.-Д. Венде³⁾,
кандидаты экон. наук, доценты А. А. Арский³⁾, Д. А. Жильцов³⁾, О. Н. Жильцова³⁾

¹⁾Высшая аттестационная комиссия Республики Беларусь (Минск, Республика Беларусь),

²⁾Белорусский национальный технический университет (Минск, Республика Беларусь),

³⁾Финансовый университет при Правительстве Российской Федерации (Москва, Российская Федерация),

⁴⁾Российский экономический университет имени Г. В. Плеханова (Москва, Российская Федерация)

Реферат. Транспортно-логистические системы большинства государств Евразийского континента на современном этапе их развития находятся в стадии активной трансформации. Данный процесс по своей природе является эволюционным. Однако из-за воздействия внешних факторов (пандемия, торговые войны, санкции и пр.) динамика трансформационных процессов принимает нелинейные траектории развития. Изучение особенностей протекания таких процессов представляет фундаментальный и прикладной интерес для транспортной и экономической науки. Разработки по данной проблематике применяются для определения приоритетов развития инфраструктурных объектов транспортно-логистических систем. Целью исследования является разработка подхода к трансформации транспортно-логистических систем. В статье авторы провели анализ динамики объемных показателей работы отдельных видов транспорта, охарактеризовали их системную взаимосвязанность в обслуживании рыночных потребностей. Выявлена высокая вариативность показателя средней дальности перевозки на автомобильном транспорте при общем сокращении объемов перевозок. Данное обстоятельство свидетельствует о перераспределении провозных возможностей автомобильных перевозчиков на магистральные маршруты в связи с изменением внешнеторговых связей под воздействием внешних факторов. Высокая вариативность снижает качество и повышает стоимость перевозок на местных и внутрирегиональных направлениях. Предложен комплекс мер по нивелированию негативных эффектов в работе отдельных видов транспорта, которые обусловлены воздействием внешних факторов, необходима трансформация транспортно-логистических систем. Проекты трансформации должны предусматривать системное развитие инфраструктуры на перспективных направлениях доставки внешнеторговых грузов для оперативного перераспределения грузопотоков по национальным участкам международных транспортных коридоров. Также необходимо обеспечить сбалансированность пропускных способностей объектов транспортной и логистической инфраструктуры, перспективных параметров грузопотоков, соблюдения норм резервирования. Для организации взаимодействия различных видов транспорта и перераспределения грузопотоков по мультимодальным маршрутам необходимо формировать сеть мультимодальных транспортно-логистических центров хабового типа.

Ключевые слова: транспортно-логистические системы, международные транспортные коридоры, санкции, мультимодальные перевозки, грузооборот

Для цитирования: Актуальные задачи трансформации национальных транспортно-логистических систем в условиях санкционных воздействий / Д. В. Капский [и др.] // *Наука и техника*. 2024. Т. 23, № 6. С. 517–525. <https://doi.org/10.21122/2227-1031-2024-23-6-517-525>

Адрес для переписки

Капский Денис Васильевич
Высшая аттестационная комиссия Республики Беларусь
просп. Независимости, 66,
220072, г. Минск, Республика Беларусь
Тел.: +375 17 368-11-57
d.kapsky@bntu.by

Address for correspondence

Kapski Denis V.
Higher Attestation Commission of the Republic of Belarus
66, Nezavisimosty Ave.,
220072, Minsk, Republic of Belarus
Tel.: +375 17 368-11-57
d.kapsky@bntu.by

Current Transformation Challenges of National Transport and Logistics Systems under Conditions of Sanctions

D. V. Kapski^{1,2)}, O. N. Larin^{3,4)}, F.-D. Wende³⁾, A. A. Arsky³⁾, D. A. Zhiltsov³⁾, O. N. Zhiltsova³⁾

¹⁾Higher Attestation Commission of the Republic of Belarus (Minsk, Republic of Belarus),

²⁾Belarusian National Technical University (Minsk, Republic of Belarus),

³⁾Financial University under the Government of the Russian Federation (Moscow, Russian Federation),

⁴⁾Plekhanov Russian University of Economics (Moscow, Russian Federation)

Abstract. The transport and logistics systems of most states of the Eurasian continent at the present stage of their development are in a stage of active transformation. This process is evolutionary in nature. However, due to the impact of external factors (pandemic, trade wars, sanctions, etc.), the dynamics of transformation processes take on non-linear development trajectories. The study of the characteristics of such processes is of fundamental and applied interest for transport and economic science. Developments on this issue are used to determine priorities for the development of infrastructure facilities of transport and logistics systems. The purpose of the study is to develop an approach to the transformation of transport and logistics systems. In the article, the authors analyzed the dynamics of volumetric performance indicators of individual types of transport and characterized their systemic interconnectedness in serving market needs. High variability in the average transportation distance by road transport was revealed with a general reduction in transportation volumes. This circumstance indicates a redistribution of the transport capacity of road carriers to main routes due to changes in foreign trade relations under the influence of external factors. High variability reduces the quality and increases the cost of transportation on local and intraregional routes. The article proposes a set of measures to level out the negative effects in the operation of certain types of transport, which are caused by the influence of external factors; transformation of transport and logistics systems is necessary. Transformation projects should provide for the systematic development of infrastructure in promising directions for the delivery of foreign trade cargo for the prompt redistribution of cargo flows along national sections of international transport corridors. It is also necessary to ensure that the throughput capacities of transport and logistics infrastructure facilities are balanced with the future parameters of cargo flows in compliance with reservation standards. To organize the interaction of different modes of transport and redistribute cargo flows along multimodal routes, it is necessary to form a network of multimodal transport and logistics centers of the hub type.

Keywords: transport and logistics systems, international transport corridors, sanctions, multimodal transportation, cargo turnover

For citation: Kapski D. V., Larin O. N., Wende F.-D., Arsky A. A., Zhiltsov D. A., Zhiltsova O. N. (2024) Current Transformation Challenges of National Transport and Logistics Systems under Conditions of Sanctions. *Science and Technique*. 23 (6), 517–525. <https://doi.org/10.21122/2227-1031-2024-23-6-517-525> (in Russian)

Введение

Транспортно-логистические системы (ТЛС) являются стратегическим активом в достижении целей социально-экономического развития любого государства и решении задач по обеспечению его национальной безопасности. По мнению авторов [1], эффективная и надежная работа ТЛС способствует макроэкономической стабильности, стимулирует экономический рост, обеспечивает доступность и качество транспортно-логистических услуг для экономики и населения. В исследовании [2] утверждается, что от качества ТЛС зависят затраты на производство и торговлю, что, как следствие, определяет привлекательность соответствующих территориальных образований для инвестиций в промышленные проекты.

В контексте данного исследования под ТЛС будем понимать совокупность объектов раз-

личной природы (участники рынка транспортно-логистических услуг, государственные структуры, технические средства и пр.), которые согласованно взаимодействуют в процессе доставки грузов «от двери до двери» – от пункта отправления (грузоотправителя) до пункта назначения (грузополучателя), в том числе в мультимодальном сообщении. Согласно положениям «Транспортной стратегии РФ на период до 2030 г. с прогнозом на период до 2035 г.» (далее – Транспортная стратегия РФ) под мультимодальной перевозкой понимается доставка пассажиров или грузов несколькими видами транспорта, в том числе по единому перевозочному документу, которая организуется одним или несколькими логистическими операторами.

Современные тренды развития ТЛС:

- развитие международных транспортных коридоров;

- развитие мультимодальных перевозок;
- повышение эффективности грузовых перевозок и сокращение времени движения грузов за счет цифровых технологических решений.

Под международным транспортным коридором (МТК) понимается совокупность маршрутов, которые проходят по территориям нескольких государств и используются для перевозки грузов на направлениях их наибольшей концентрации, а также совокупность технологических и организационно-правовых условий осуществления таких перевозок. МТК должны обеспечивать:

1) сокращение времени в пути за счет выбора кратчайших маршрутов, по которому общая продолжительность доставки будет меньше, чем по альтернативным вариантам;

2) снижение общих затрат на доставку за счет концентрации транспортных потоков на узком географическом сегменте.

Важным компонентом ТЛС, по сути ее инфраструктурной основой, является Единая опорная транспортная сеть, которая призвана обеспечивать взаимосвязанность крупнейших населенных пунктов и экономических центров, а также реализацию внешнеэкономических связей государства. В состав опорной сети входят объекты федеральной и региональной транспортной и логистической инфраструктуры, в том числе:

1) пути сообщений разных видов транспорта;

2) узловые центры (аэропорты, порты, терминально-логистические центры и пр.);

3) пункты пропуска через государственную границу и др.

Терминально-логистические центры представляют собой технологический комплекс, который имеет группу специализированных и универсальных терминалов, а также необходимые объекты инженерной, транспортной и административной инфраструктуры, используемые для обслуживания транзитных, экспортно-импортных, региональных и межрегиональных грузопотоков и обеспечения взаимодействия различных видов транспорта при мультимодальных сообщениях.

Актуальность задач трансформации ТЛС определяется геополитическими изменениями. В исследовании [3] показано влияние геополитических

факторов на процессы трансформации региональных транспортных систем. В [4] авторы утверждают, что правительственные структуры играют важную, а иногда и решающую роль в эволюции и развитии ТЛС. В качестве примера они рассматривают инициированный руководством КНР масштабный проект «Один пояс и один путь» (Belt and Road Initiative), реализация которого предусматривает формирование межконтинентальной сети мультимодальных МТК. Авторы характеризуют понятие трансформации ТЛС как процесс реактивных изменений, вызванных различными внешними факторами (санкции и пр.). На наш взгляд, трансформации ТЛС также присуща активная самоорганизация системных образований, что проявляется в изменении провозных и пропускных способностей, гибком ценообразовании, взаимодействии разных видов транспорта, структурной динамике мультимодальных транспортно-логистических цепочек и пр.

Выбор трансформационных решений, как правило, во многом обусловлен воздействием именно внешних факторов. Например, изменение торгово-экономических связей Российской Федерации и отраслевых цепочек создания стоимости с участием ее экономических резидентов обусловлены санкционными ограничениями со стороны стран Европейского союза. В результате этого значительная часть отечественной товарной продукции была перенаправлена с европейских маршрутов в страны Восточной, Юго-Восточной и Южной Азии, а также на Африканский континент [5, 6]. В результате сокращения прямых внешнеторговых связей со странами ЕС начали стремительно расти объемы «транзитной» торговли с «дружественными» странами. Данные факторы обусловили трансформацию российской ТЛС, ускорили развитие новых МТК (в частности, МТК «Север – Юг»), изменили направления внешнеторговых перевозок, что, как следствие, привело к перераспределению грузопотоков между видами транспорта.

В работе [6] авторы отмечают, что для экспортно ориентированных государств проекты трансформации ТЛС должны быть согласованы с перспективными направлениями международной торговли. В Транспортной стратегии указано, что трансформация ТЛС должна обес-

печивать высокую надежность поставок внешнеторговой продукции, имеющей важное значение для национальной экономики и безопасности государства, создавать условия для расширения экономических связей отечественного бизнеса, повышать устойчивость экономической деятельности и эффективность контрольных процедур за счет внедрения цифровых сервисов и платформенных решений.

При этом следует учитывать тренды евразийской экономической интеграции, отвечающие интересам Российской Федерации. К ним относятся, в первую очередь, интеграция в рамках Евразийского экономического союза (ЕАЭС), а также инициативы по сопряжению повестки развития ЕАЭС и Экономического пояса Шелкового пути в рамках продвижения идеи формирования контура Большой Евразии. Инфраструктурной основой реализации внешнеторговых связей на пространстве Большой Евразии являются трансконтинентальные и межгосударственные МТК, проходящие по территории Российской Федерации. К базовым трансконтинентальным коридорам относятся МТК «Запад – Восток» и МТК «Север – Юг», которые уже сегодня активно используются для перевозки транзитных грузов.

В процессе трансформации ТЛС следует также учитывать требования к технологическим параметрам МТК. Участки, узлы и пункты пропуска через государственные границы по всем маршрутам МТК должны иметь достаточные резервы пропускной способности. В противном случае скорость, безопасность и надежность доставки грузов по таким маршрутам будут неустойчивыми. При сравнении альтернативных маршрутов доставки грузов в рамках МТК следует отдавать предпочтение мультимодальным маршрутам, на которых используются различные виды транспорта, а также имеется терминальная инфраструктура для обработки контейнеров.

По оценкам, приведенным в Транспортной стратегии, к 2035 г. скорость доставки несырьевых грузов по территории России в мультимодальном сообщении увеличится в 3,8 раза и достигнет 1000 км в сутки. Развитие мультимодальных сообщений необходимо для наращивания объемов контейнерных перевозок. Например, по грузам: «сельское хозяйство»

объемы контейнерных перевозок могут быть увеличены в 5 раз; «металлы и металлические изделия» – в 2; «лесные грузы» – в 3 раза. Еще большим потенциалом обладают контейнерные перевозки в транзитном направлении по территории Российской Федерации. По оценкам, приведенным в Транспортной стратегии, к 2035 г. объем транзитных перевозок контейнеров всеми видами транспорта увеличится в 6 раз и составит 3,7 млн контейнеров в 20-футовом эквиваленте.

В Транспортной стратегии прогнозируется прирост входящих и исходящих перевозок в направлении 20 крупнейших агломераций по видам грузов:

– прирост объемов входящих грузоперевозок по ключевым грузам – уголь (+50 %), стройматериалы (+217 %), продукты питания (+36 %), зерно (+30 %), прочие (+90 %);

– прирост объемов исходящих грузоперевозок по ключевым грузам – уголь (+50 %), стройматериалы (+214 %), продукты питания (+36 %), зерно (+30 %), прочие (+90 %).

Приведенные данные свидетельствуют о несбалансированности отдельных грузопотоков по направлениям перевозок, что приведет к росту порожних пробегов транспорта и повысит стоимость логистических услуг для экономики. Наибольший уровень (более 30 %) несбалансированности грузопотоков отмечается при перевозках угля (47 %), руды (11 %), химических и минеральных удобрений (20 %), зерна (12 %). Общий объем несбалансированности грузопотоков оценивается в 215 млн т. Поэтому для снижения несбалансированности грузопотоков при трансформации ТЛС необходимо предусматривать условия для перераспределения грузопотоков, следующих во встречных направлениях. С этой целью могут использоваться узловые грузовые мультимодальные транспортно-логистические центры и хабы. Согласно Транспортной стратегии, под узловым грузовым мультимодальным транспортно-логистическим центром понимается сетевой технологический комплекс в составе специализированных и универсальных терминалов, обеспечивающих обслуживание транзитных, экспортно-импортных, региональных и межрегиональных грузопотоков, оснащенных комплексом технических устройств, зданий и сооружений, предназна-

ченных для перемещения грузов, их приема, накопления, обработки, отправления и выдачи.

Ожидаемыми эффектами для национальной экономики от реализации проектов трансформации ТЛС являются:

1) повышение конкурентоспособности отечественных производителей, в том числе на внешних рынках, прежде всего в несырьевых отраслях экономики;

2) повышение связанности территории страны, развитие внутренних и международных кооперационных связей за счет создания условий для реализации логистического принципа доставки «точно в срок»;

3) интенсивное развитие рынка логистических услуг, рост предпринимательской активности, преимущественно в сегменте малого и среднего бизнеса;

5) увеличение объемов экспорта транспортных услуг за счет расширения масштабов использования российских транспортных коммуникаций в глобальных цепях поставок;

6) снижение нагрузки на экосистему за счет сокращения времени пребывания транспортных средств в «заторах»;

7) снижение затрат на ремонт автодорожной сети за счет переориентации значительной части грузопотоков с автомобильного на железнодорожный транспорт.

Ожидаемые эффекты для бизнеса (клиентов) от развития транспортно-логистических систем:

1) сокращение времени нахождения товаров в цепи поставок от производителя до конечного потребителя;

2) ликвидация потерь в звеньях цепей поставок в связи нарушениями сроков;

3) обеспечение оперативности и достоверности планирования параметров доставки грузов и всех видов ресурсов на ее выполнение;

4) сокращение логистических издержек в конечной цене товаров;

5) повышение конкурентоспособности продукции на национальном и международном рынках за счет быстрого реагирования на спрос;

6) повышение эффективности управления транспортно-логистическими процессами на всех этапах жизненного цикла продукции;

7) снижение рисков экономических потерь и расходов на контроль процессов доставки грузов;

8) снижение «углеродного следа» (декарбонизация) за счет переключения грузопотоков на более экологичные виды транспорта (внутренний водный, железнодорожный). Целью исследования является комплексное изучение и сравнительный анализ условий и факторов, которые оказывают влияние на работу современных ТЛС, разработка рекомендаций по выбору приоритетных задач трансформации ТЛС в условиях санкционных воздействий.

Методы исследования

Анализ взаимосвязанности разных видов транспорта проводился на основе объемных показателей, характеризующих работу разных видов транспорта:

1) объема перевозок (Q) грузов, т;

2) грузооборота (P), т-км;

3) средней дальности перевозки (L_T) 1 т груза, км.

Для анализа использовались данные официальной статистики о результатах работы транспортного комплекса Российской Федерации за период с 2000 по 2022 г. [8]. В табл. 1, 2 представлены фрагменты статистических данных с пятилетним интервалом об объемах перевозок (млн т в год) и выполненном грузообороте (млрд т-км в год) всех видов транспорта общего пользования соответственно. В табл. 3 представлены данные о средней дальности перевозки 1 т груза, полученные расчетным путем.

В объемы перевозок и грузооборот не включаются:

- перевозки нетоварного характера (например, очистка территории от бытового мусора, снега);

- технологические перевозки грузов, осуществляемые без выезда на пути общего пользования (в пределах территории организации, внутрихозяйственные, внутризаводские, внутриобъектные, внутрикарьерные, внутрипостроенные перевозки);

- перевозки, которые носят вспомогательный характер (при обслуживании линий связи и электропередач, трубопроводов, на научно-исследовательских, геологоразведочных и других работах).

Под объемом перевозок грузов понимается количество перевезенных грузов (т). Общий

объем перевозок Q определяется суммированием объемов Q_{ei} по отдельным перевозкам

$$Q = \sum_{i=1}^n Q_{ei}, \quad (1)$$

где i – номер перевозки ($i = 1, 2, \dots, n$).

Под грузооборотом понимается количество выполненной транспортом работы по перевозке грузов с учетом расстояния перевозки. Грузооборот определяется путем умножения перевозимой массы груза на расстояние груженого рейса (L_{ei}).

Грузооборот за рейс

$$P_e = Q_e L_e. \quad (2)$$

Суммарный грузооборот определяется суммированием грузооборота по всем рейсам

$$P = \sum_{i=1}^n P_{ci} = \sum_{i=1}^n (Q_e L_e). \quad (3)$$

Средняя дальность перевозки L_T определяется делением грузооборота на объем перевезенных грузов

$$L_T = \frac{P}{Q}. \quad (4)$$

При анализе оценивалась динамика объемных показателей относительно начальных и конечных значений в пределах временного ряда [9–11].

Таблица 1

Объемы перевозок грузов по видам транспорта Российской Федерации (млн т)
Volumes of cargo transportation by modes of transport in the Russian Federation (million tons)

Вид транспорта	2000 г.	2005 г.	2010 г.	2015 г.	2020 г.	2021 г.	2022 г.
Транспорт, всего	7907	9167	7750	7898	7960	8263	8779
в том числе							
железнодорожный	1047	1273	1312	1329	1359	1404	1351
автомобильный	5878	6685	5236	5357	5405	5582	6211
трубопроводный, всего	829	1 048	1 061	1 071	1 061	1 141	1 073
в том числе							
газопроводный	511	566	537	493	512	575	484
нефтепроводный	295	454	492	543	509	524	544
нефтепродуктопроводный	23	28	33	35	40	43	44
– морской	35	26	37	19	25	23	28
– внутренний водный	117	134	102	121	109	110	116
– воздушный	0,8	0,8	1,1	1,0	1,3	1,6	0,7

Таблица 2

Грузооборот по видам транспорта Российской Федерации (млрд т-км)
Freight turnover by mode of transport in the Russian Federation (billion t-km)

Вид транспорта	2000 г.	2005 г.	2010 г.	2015 г.	2020 г.	2021 г.	2022 г.
Транспорт, всего	3638	4676	4752	5108	5401	5713	5582
в том числе							
железнодорожный	1373	1858	2011	2306	2545	2639	2638
автомобильный	153	194	199	247	272	297	314
трубопроводный, всего	1916	2474	2382	2444	2470	2653	2515
в том числе							
газопроводный	1171	1317	1259	1176	1221	1371	1163
нефтепроводный	718	1123	1084	1226	1197	1230	1301
нефтепродуктопроводный	27	33	39	42	52	51	51
– морской	122	60	100	42	43	44	45
– внутренний водный	71	87	54	64	64	71	68
– воздушный	2,5	2,8	4,7	5,6	7,1	9,2	2,8

Таблица 3

Данные о средней дальности перевозки 1 т груза (км, получены расчетным путем)
Data on the average transportation distance of 1 ton of cargo (km, obtained by calculation)

Вид транспорта	2000 г.	2005 г.	2010 г.	2015 г.	2020 г.	2021 г.	2022 г.
Транспорт, всего	460,1	510,1	613,2	646,7	678,5	691,4	635,8
в том числе							
железнодорожный	1311,4	1459,5	1532,8	1735	1872,7	1879,6	1952,6
автомобильный	26	29	38	46	50,3	53,2	50,5
трубопроводный, всего	2311,2	2360,7	2245,052	2282	2328	2325,2	2343,9
в том числе							
газопроводный	2291,6	2326,8	2344,5	2385	2384,8	2384,3	2402,9
нефтепроводный	2433,9	2473,6	2203,2	2257,8	2351,7	2347,3	2391,5
нефтепродуктопроводный	1173,9	1178,6	1181,8	1200	1300	1186	1159,1
– морской	3485,7	2307,7	2702,7	2210,5	1720	1913	1607,1
– внутренний водный	606,8	649,3	529,4	528,9	587,2	645,5	586,2
– воздушный	3125	3500	4272,7	5600	5461,5	5750	4000

Проводилась оценка вариативности каждого из параметров в пределах временного ряда на основе коэффициента вариации. Значения полученных показателей для каждого вида транспорта (автомобильного и железнодорожного) оценивалась с точки зрения синхронности их динамики.

Результаты исследования

Анализ взаимосвязанности разных видов транспорта в составе единой ТЛС страны проводился на базе показателей автомобильного и железнодорожного видов транспорта, которые являются основными в обслуживании внутриконтинентальных внешнеторговых грузопотоков. В результате выполненных расчетов получены следующие значения показателей для сравниваемых видов транспорта. За период с 2000 по 2022 г. объемы перевозок увеличились: на железнодорожном транспорте на 29 %, на автомобильном транспорте на 5,6 %. Относительно среднего значения объема перевозок за рассматриваемый период отмечается разнонаправленная динамика: для железнодорожного транспорта характерно увеличение на 8,5 % (при среднем 1293 млн т); на автомобильном транспорте зафиксировано сокращение на 5,7 % (при среднем 5924 млн т).

Грузооборот на каждом виде транспорта за 22 года существенно увеличился: на железнодорожном транспорте на 92 %, на автомобильном транспорте на 105 %. Относительно

среднего значения соответствующих объемов прирост был меньше: для железнодорожного транспорта увеличение составило 24,6 % (при среднем 2117 млрд т-км); на автомобильном транспорте увеличение на 32,2 % (при среднем 225 млрд т-км).

Увеличение грузооборота было обусловлено ростом средней дальности перевозимых грузов: на железнодорожном транспорте на 48,9 %, на автомобильном транспорте на 94,2 %. При этом увеличение средней дальности перевозки одной тонны груза относительно среднего значения за весь период менее значительно: для железнодорожного транспорта – на 15,6 % (при среднем 1626 км); на автомобильном транспорте – на 38,2 % (при среднем 38 км).

Значения коэффициентов вариации трех показателей по отдельным видам транспорта следующие: по объему перевозок для железнодорожного и автомобильного транспорта практически одинаковые значения – 0,09; по грузообороту для железнодорожного транспорта – 0,17, для автомобильного транспорта – 0,19; по средней дальности перевозок для железнодорожного транспорта – 0,11, для автомобильного транспорта в два раза больше – 0,24.

Анализ полученных значений данных показателей во взаимной связи говорит о следующем. Прирост объемов перевозок железнодорожным транспортом за рассматриваемый период является более значительным по сравнению с автомобильным, в то время как грузо-

оборот на каждом виде транспорта увеличился примерно одинаково. Это свидетельствует о значительно большем (почти в 2 раза) приросте средней дальности перевозки одной тонны груза на автомобильном транспорте по сравнению с железнодорожным транспортом, что подтверждается расчетными значениями соответствующего показателя. При этом увеличение грузооборота и средней дальности перевозок говорит о расширении географии поставок отечественной продукции. Вместе с тем прирост данных показателей на автомобильном транспорте при общем сокращении объемов перевозок отражает тенденцию перераспределения провозных возможностей отечественных автомобильных перевозчиков на магистральные маршруты, что в перспективе может снизить качество и повысить стоимость перевозок на местных и внутрирегиональных направлениях. Высокая вариативность средней дальности перевозок на автомобильном транспорте дает основания утверждать, что данный способ сообщений в большей степени подвержен воздействию внешних факторов.

На основе полученных данных взаимосвязанности разных видов транспорта предлагаются два основных этапа трансформации ТЛС:

1) определить перспективные направления внешнеторговых связей страны и разработать совокупность базовых и альтернативных маршрутов доставки экспортируемых и импортных ресурсов по отечественным и зарубежным участкам МТК. Наличие альтернатив позволит гибко, оперативно и «бесшовно» перенаправлять грузопотоки в плановые пункты назначения при воздействии неблагоприятных внешних факторов (геополитические и пр.);

2) оценить сбалансированность пропускных способностей объектов транспортной и логистической инфраструктуры по каждому маршруту МТК с учетом перспективных параметров грузопотоков (объемы, структура, направления и пр.) и определить необходимые резервы для нивелирования возможных сбоев в поставках и перераспределения грузопотоков между альтернативными маршрутами.

Если результаты оценки покажут низкий уровень сбалансированности пропускных способностей базовых и альтернативных маршрутов МТК относительно потенциальных грузо-

потоков, то для обеспечения баланса необходимо реализовать комплекс организационно-технических действий:

1) обосновать плановые значения технико-эксплуатационных параметров маршрутов МТК, достаточные для полного обслуживания существующих и перспективных объемов внешних (экспортных, импортных, транзитных) и внутренних (межрегиональных) грузопотоков;

2) изменить конфигурацию и увеличить пропускную способность магистральных линий разных видов транспорта в соответствии с плановыми параметрами и с учетом резервирования;

3) сформировать сеть мультимодальных транспортно-логистических центров хабового типа для организации взаимодействия различных видов транспорта и перераспределения грузопотоков по сети маршрутов МТК на основе данных о существующих и перспективных объемах и направлениях обслуживаемых внешних и внутренних грузопотоков. Методические основы создания хабов изложены в работе [12].

ВЫВОД

Ключевыми задачами трансформации ТЛС на современном этапе их развития в условиях внешних воздействий являются: развитие мультимодальных логистических технологий; повышение надежности транспортно-логистических процессов и услуг; развитие конфигурации и пропускной способности магистральных линий разных видов транспорта на всех ответвлениях данных МТК; формирование сети узловых мультимодальных транспортно-логистических центров хабового типа.

Статья подготовлена по результатам исследований, выполненных за счет бюджетных средств по государственному заданию Финансового университета.

ЛИТЕРАТУРА

1. Tei, A. Claudio Ferrari. PPIs and Transport Infrastructure: Evidence from Latin America and the Caribbean / A. Tei C. Ferrari // *Journal of Transport Geography*. 2018. Vol. 71. P. 204–212. <https://doi.org/10.1016/j.jtrangeo.2017.10.012>.
2. An Exploratory Bibliometric Analysis of Risk, Resilience, and Sustainability Management of Transport Infrastructure Systems / M. Santamaria-Ariza [et al.] // *International*

- Journal of Disaster Risk Reduction. 2023. Vol. 97. 104063. <https://doi.org/10.1016/j.ijdrr.2023.104063>.
3. Rosenko, M. Transformational Processes of Development of the Transport System of Crimea and Sevastopol / M. Rosenko, E. Skrebets // *Transportation Research Procedia*. 2022. Vol. 63. P. 2354–2362. <https://doi.org/10.1016/j.trpro.2022.06.270>.
 4. A Conceptual Overview on Government Initiatives and the Transformation of Transport and Regional Systems / A. K. Y. Ng [et al.] // *Journal of Transport Geography*. 2018. Vol. 71. P. 199–203. <https://doi.org/10.1016/j.jtrangeo.2018.04.024>.
 5. Пузина, Н. В. Об анализе внешней торговли России в 2022 году / Н. В. Пузина // *Вестник Сибирского института бизнеса и информационных технологий*. 2023. Т. 12, № 2. P. 68–73. <https://doi.org/10.24412/2225-8264-2023-2-68-73>.
 6. Оценка влияния новых глобальных трендов на развитие цепей поставок [Электронный ресурс] / Г. П. Быкова [и др.] // *Вестник Евразийской науки*. 2023. Т. 15. № 1. Режим доступа: <https://esj.today/PDF/84ECVN123.pdf>.
 7. Wilmsmeier, G. The Impact of Port Characteristics on International Maritime Transport Costs / G. Wilmsmeier, J. Hoffmann, R. J. Sanchez // *Research in Transportation Economics*. 2006. Vol. 16. P. 117–140. [https://doi.org/10.1016/S0739-8859\(06\)16006-0](https://doi.org/10.1016/S0739-8859(06)16006-0).
 8. Транспорт. [Электронный документ] // Федеральная служба государственной статистики. Режим доступа: <https://rosstat.gov.ru/statistics/transport> (дата обращения: 01.12.2023).
 9. Метод определения достаточности сети автомобильных дорог региона / П. А. Пегин [и др.] // *Наука и техника*. 2023. Т. 22, № 4. P. 301–307. <https://doi.org/10.21122/2227-1031-2023-22-4-301-307>.
 10. Основные направления развития транспортно-логистических систем в едином транспортном пространстве / А. С. Синицына [и др.]. М.: Общество с ограниченной ответственностью «Русайнс», 2022. 130 с.
 11. Катаргин, Н. В. Анализ и моделирование логистических систем: учеб. для вузов / Н. В. Катаргин, О. Н. Ларин, Ф. Д. Венде. 2-е изд., стереотип. СПб.: Изд-во «Лань», 2021. 248 с.
 12. Вопросы создания мультимодального хаба в Прикаспийском регионе / О. Н. Ларин [и др.] // *Транспорт: наука, техника, управление*. 2022. № 9. С. 3–10. <https://doi.org/10.36535/0236-1914-2022-09-1>.
 2. Santamaria-Ariza M., Sousa H. S., Matos J. C., Faber M. H. (2023) An Exploratory Bibliometric Analysis of Risk, Resilience, and Sustainability Management of Transport Infrastructure Systems. *International Journal of Disaster Risk Reduction*, 97, 104063. <https://doi.org/10.1016/j.ijdrr.2023.104063>.
 3. Rosenko M., Skrebets E. (2022) Transformational Processes of Development of the Transport System of Crimea and Sevastopol. *Transportation Research Procedia*, 63, 2354–2362. <https://doi.org/10.1016/j.trpro.2022.06.270>.
 4. Ng A. K. Y., Jiang C., Li, X., O'Connor K., Lee P. T.-W. (2018) A Conceptual Overview on Government Initiatives and the Transformation of Transport and Regional Systems. *Journal of Transport Geography*, 71, 199–203. <https://doi.org/10.1016/j.jtrangeo.2018.04.024>.
 5. Puzina N. V. (2023) On the Analysis of Russian Foreign Trade in 2022. *Vestnik Sibirskogo Instituta Biznesa i Informatsionnykh Tekhnologiy = Herald of Siberian Institute of Business and Information Technologies*, 12 (2), 68–73. <https://doi.org/10.24412/2225-8264-2023-2-68-73> (in Russian).
 6. Bykova G. P., Wende F.-D., Zhiltsova O. N., Zhiltsov D. A. (2023) Assessing The Impact Of new global trends on the Development of Supply Chains. *The Eurasian Scientific Journal*, 15 (1). Available at: <https://esj.today/PDF/84ECVN123.pdf> (in Russian).
 7. Wilmsmeier G., Hoffmann J., Sanchez R. J. (2006) The Impact of Port Characteristics on International Maritime Transport Costs. *Research in Transportation Economics*, 16, 117–140. [https://doi.org/10.1016/s0739-8859\(06\)16006-0](https://doi.org/10.1016/s0739-8859(06)16006-0).
 8. Transport. *Federal State Statistics Service*. Available at: <https://rosstat.gov.ru/statistics/transport> (accessed 01 December 2023) (in Russian).
 9. Pegin P. A., Kapski D. V., Ilyin A. A., Runev E. V. (2023) Method to Define Whether the Road Network is Sufficient for the Region. *Nauka i Tekhnika = Science & Technique*, 22 (4), 301–307. <https://doi.org/10.21122/2227-1031-2023-22-4-301-307> (in Russian).
 10. Sinitsyna A. S., Nekrasov A. G., Konareva N. A., Larin O. N., Kuznetsov A. P., Kashirtseva T. I., Lakhmetkina N. Yu., Shchelkunova I. V., Konovalov V. L., Pashkov N. N. (2022) *Main Directions of Development of Transport and Logistics Systems in A Single Transport Space*. Moscow, Limited Liability Company “Ruseins”. 130 (in Russian).
 11. Katargin N. V., O. N. Larin, F. D. Vende (2021) *Analysis and Modeling of Logistics Systems*. 2nd ed. Saint Petersburg, Lan Publ. 248 (in Russian).
 12. Larin O. N., Steblyanskaya A. N., Dai X., Wang H. (2022) Issues of Creating a Multimodal Hub in the Caspian Region. *Transport: Nauka, Tekhnika, Upravlenie = Transport: Science, Equipment, Management*, (9), 3–10. <https://doi.org/10.36535/0236-1914-2022-09-1> (in Russian).

Поступила 18.10.2023

Подписана в печать 04.01.2024

Опубликована онлайн 29.11.2024

REFERENCES

1. Tei A., Ferrari C. (2018) PPIs and transport infrastructure: Evidence from Latin America and the Caribbean. *Journal of Transport Geography*, 71, 204–212. <https://doi.org/10.1016/j.jtrangeo.2017.10.012>.

Received: 18.10.2023

Accepted: 04.01.2024

Published online: 29.11.2024

Перечень статей, опубликованных
в журнале «Наука и техника» в 2024 г.

ТЕМАТИЧЕСКИЙ УКАЗАТЕЛЬ

ВЫЧИСЛИТЕЛЬНАЯ ТЕХНИКА И УПРАВЛЕНИЕ

- Пэнхао Гу, Лобатый А. А. Синтез стабилизирующего управления мультикоптером 4

ИНФОРМАТИКА

- Павлюковец С. А., Вельченко А. А., Радкевич А. А., Чаплыгин Д. Ю. Моделирование системы управления гусеничным мобильным роботом с учетом кинематических и динамических параметров 1
- Pande S. V., Patil D. P., Gade S. Nanoantenna Array for Terahertz Detection Application, Design and Scope
(Панде С. В., Патиль Д. П., Гаде С. Наноантенная решетка для обнаружения терагерцового диапазона: применение, конструкция и область применения) 2
- Pande S. V., Patil D. P., Sangole M. K., Antonov S. Analysis and Implementation of Metamaterial-Inspired Microstrip Antenna for Wireless Applications
(Панде С. В., Патиль Д. П., Санголе М. К., Антонов С. Анализ и использование микрополосковой антенны на основе метаматериала для беспроводной связи) 5
- Радкевич А. А., Павлюковец С. А. Исследование динамических характеристик голономного робота с колесами типа меканум на основе 3D параметрической имитационной модели 5

МАШИНОСТРОЕНИЕ И МАШИНОВЕДЕНИЕ

- Асташинский В. М., Королёв А. Ю., Иванов А. И., Нисс В. С., Калинин А. С. Распределение температурных зон при электролитно-плазменном нагреве титановых сплавов 6
- Вершина Г. А., Реут Л. Е., Сидоренко К. Р. Расчет параметров режущего инструмента для изготовления разрезных фторопластовых колец 6
- Дьяконов О. М., Литвинко А. А. Задача осесимметричного прессования дискретных металлических материалов 1
- Дьяконов О. М., Литвинко А. А. Исследование влияния схемы и режимов прессования стальной и чугуновой стружки на энергосиловые параметры процесса брикетирования 4
- Devoyno O. G., Gorbunov A. V., Lapkovsky A. S., Lutsko N. I., Shpakevitch D. A., Gorbunova V. A., Koval V. A. Data Sets Formation on the Physical Properties of Oxide Scale Components for Theoretical Assessment of Efficiency Parameters of Laser Cleaning of Carbon Steels and Related Processes
(Девоино О. Г., Горбунов А. В., Лапковский А. С., Луцко Н. И., Шпакевич Д. А., Горбунова В. А., Коваль В. А. Формирование базы данных по физическим свойствам компонентов оксидной окалины для теоретической оценки эффективности лазерной очистки углеродистых сталей и родственных технологий) 3
- Качанов И. В., Филипчик А. В., Ковалевич В. С., Шаталов И. М., Недвецкий С. В. Качество металлической поверхности после гидроабразивной очистки от коррозионных отложений 3
- Королёв А. Ю. Имплантаты на основе металлических материалов: обзор материалов и конструкций 3
- Коротеев А. О., Фетисова Е. А., Паршин С. Г., Коротеева А. А. Технологические особенности плавления присадочной проволоки при дуговой сварке и наплавке с введением SF₆ в защитную газовую атмосферу 5
- Мойсейчик Е. А., Яковлев А. А. Деформационное тепло при растяжении стальных элементов 5
- Мойсейчик Е. А., Яковлев А. А. Прочностной и деформационный анализ трехслойной ортотропной плиты с использованием программного комплекса ANSYS 6
- Пантелеенко Ф. И., Оковитый В. А., Девоино О. Г., Сидоров В. А., Оковитый В. В., Асташинский В. М., Блюменштейн В. М. Исследование структуры и свойств многослойных плазменных порошковых покрытий из керамики и сплавов на основе никеля 1

Попок Н. Н., Анисимов В. С. Кинематические и геометрические особенности скоростной обработки сложногопрофильных поверхностей деталей вращающимися инструментами на станках с ЧПУ	6
Селивончик Н. М., Нестеренко Н. Л. Определение предельных расчетных суммарных значений ветровых нагрузок на элементы противоугонного устройства из эксцентрикового и клинового механизмов	1

МЕХАНИКА ДЕФОРМИРУЕМОГО ТВЕРДОГО ТЕЛА

Босаков С. В., Козунова О. В. Функции Грина для статически неопределимых однопролетных балок	4
Гончарова С. В., Хвасько В. М., Гончарова Е. А., Махнач Н. А. Исследование деформаций статически неопределимой балки в промышленных и судостроительных конструкциях ...	5
Дудяк А. И., Хвасько В. М. Нормальные напряжения при температурном изгибе составного стержня	2
Степаненко Д. А., Киндрук А. Н. Вариационная задача о колебаниях неравнотолщинных колец и ее применение для расчета концентраторов ультразвуковых колебаний	4

ПРИБОРОСТРОЕНИЕ

Козерук А. С., Диас Гонсалес Р. О., Филонова М. И., Кузнечик В. О., Юринок В. И. Кинематические особенности абразивной обработки боковой поверхности плоско-выпуклых конических линз по методу свободного притирания	2
--	---

СТРОИТЕЛЬСТВО

Афанасенко А. А. Оптимизация зернового состава асфальтобетонных смесей с целью обеспечения максимальной плотности	3
Барсуков В. Г., Лежава А. Г., Евсеева Е. А. Особенности напряженного состояния композитной арматуры при испытаниях на разрыв	6
Безоян К. Э., Чистова Т. А. Дисперсно-армированные полужесткие материалы на основе асфальтовяжущих	6
Богославчик П. М., Евдокимов В. А. Основные принципы проектирования резервного водосброса с размываемой вставкой	5
Гуринович В. Ю. Исследование влияния номенклатуры изделий на показатели производственной мощности предприятий индустриального домостроения	2
Гуринович В. Ю., Поздняков Д. А., Юхневский П. И. Планирование производственных мощностей предприятий индустриального домостроения в условиях изменения спроса на продукцию	3
Leonovich S. N., Sadovskaya E. A. Strength Indicators of Fiber Reinforced Concrete with Carbon Nanomaterials (Леонович С. Н., Садовская Е. А. Прочностные показатели фибробетона с углеродными наноматериалами)	3
Ливанский Д. Г. Локальная система отопления для повышения комфорта зрителей на трибунах крытого ледового катка	3
Повколас К. Э. Методика расчета дополнительных динамических осадок оснований плитных фундаментов зданий и сооружений от вибраций, распространяющихся в грунтовой среде	1
Прибыльская Н. М., Гречухин В. А. Продавливание металлических защитных экранов на основе элементов из листового проката и полутруб	6
Самуйлов Ю. Д., Батыновский Э. И. Малоэнергоемкая технология изготовления и физико-технические свойства ячеистого бетона безавтоклавного твердения на гранитоидном микрозаполнителе	4
Xianpeng Wang, Haoxuan Yu, Jiao Bo, Jundong Lv, Kovshar S. N., Leonovich S. N. Numerical Modeling and Simulation of Non-Metallic Fiber-Reinforced Concrete: Assessing the Structural Performance with Emphasis on Reeds and Coconut Shells (Сяньпэн Ван, Хаосюань Ю., Цзяо Бо, Цзюньдун Люй, Ковшар С. Н., Леонович С. Н. Численное моделирование и симуляция неметаллического волокнистого бетона: оценка структурной производительности с акцентом на тростник и кокосовую скорлупу)	4
Федорович П. Л. Нормализация гранулометрии мелкого заполнителя для конструкционных бетонов	4

Хрусталев Б. М., Тингоу Лю, Сизов В. Д., Чжунюй Ли, Бусел А. В., Яцевич П. П., Афанасенко А. А., Дехуа Хоу. Оценка реальных условий эксплуатации и фактических температурных изменений при моделировании состава конструктивных слоев асфальтобетона . . .	6
Черноиван Н. В. Возведение фасадов кирпичных зданий из утепленных кирпичных панелей (простенков) заводского изготовления	2
Яцевич П. П., Афанасенко А. А. Методика оценки адгезионных связей вяжущего с каменным материалом на основе вакуумно-температурного воздействия	5
Яцевич П. П. Сравнительный анализ изменения свойств модифицированных асфальтобетон в зависимости от способа модификации и концентрации полимера в вяжущем	2

ТРАНСПОРТ

Жданович Ч. И. Бесступенчатая двухпоточная гидрообъемно-механическая трансмиссия гусеничного трактора	3
Захаров Д. А., Чикишев Е. М., Капский Д. В., Скирковский С. В. Изменение параметров городской транспортной системы при введении платы с владельцев автомобилей за использование улично-дорожной сети и варьировании стоимости проезда в общественном транспорте	4
Капский Д. В., Ларин О. Н., Венде Ф.-Д., Арский А. А., Жильцов Д. А., Жильцова О. Н. Актуальные задачи трансформации национальных транспортно-логистических систем в условиях санкционных воздействий	6
Kapski D. V., Bogdanovich S. V., Kot E. N., Khmel'nitskaya L. V. Road Safety Concept in the Republic of Belarus (Капский Д. В., Богданович С. В., Кот Е. Н., Хмельницкая Л. В. Концепция безопасности дорожного движения в Республике Беларусь)	2
Le Thanh Nhan, Dam Hoang Phuc, Le Hue Tai Minh, Kharytonchyk S. V., Kussyak V. A., Nguyen Thanh Cong. The Influence of Road Adhesion Coefficient on Energy Consumption and Dynamics of Battery Electric Vehicles (Ле Тхань Нань, Дам Хоанг Пхук, Ле Хуэ Тай Минь, Харитончик С. В., Кусяк В. А., Нгуен Тхань Конг. Влияние коэффициента сцепления шин с дорогой на потребляемую энергию и динамику аккумуляторных электромобилей)	2
Nghia Le Van, Phuc Dam Hoang, Dat Tran Trong, Kien Nguyen Trung, Kharytonchyk S. V., Kussyak V. A. Control Voltage Effect on Operational Characteristics of Vehicle Magnetorheological Damper (Нгиа Ле Ван, Пхук Дам Хоанг, Дат Чан Чонг, Кьен Нгуен Чунг, Харитончик С. В., Кусяк В. А. Влияние управляющего напряжения на эксплуатационные характеристики магнитореологического демпфера автомобиля)	5

ЭНЕРГЕТИКА

Струцкий Н. В., Романюк В. Н. Некоторые вопросы обеспечения полноты и достоверности эксплуатационных данных, получаемых в ходе приборного обследования стальных подземных газопроводов	1
--	---

ЭКОНОМИКА ПРОМЫШЛЕННОСТИ

Gaibnazarova Z. T., Solieva B. T., Iminova N. A. Forecasting the Risk of Bankruptcy in Poorly Formalized Processes (Гаибназарова З. Т., Солиева Б. Т., Иминова Н. А. Прогнозирование риска банкротства в слабо формализованных процессах)	1
Добрынина М. В., Растимешина Т. В. Университет как драйвер новой промышленной политики России: оценка эффективности (на примере Национального исследовательского университета «Московский институт электронной техники»)	1
Коростышевская Е. М., Стоянова О. В. Формирование центров превосходства в России с целью стимулирования промышленного развития	5
Serenkov P. S., Romanchuk V. M., Davidova E. A., Hurynovich A. A. Model for Ensuring the Reliability of Expert Quality Control of Products and Processes (Серенков П. С., Романчук В. М., Давыдова Е. А., Гуринович А. А. Модель обеспечения достоверности экспертного контроля качества продукции и процессов)	4
Синицкая О. А., Дойлидо Т. А., Месник Д. Н. Структурные преобразования затрат на перевозки пассажиров городским электрическим транспортом	3
Тымуль Е. И. Использование точек риска в системе управления рисками теплоэлектростанций	2