ISSN 2518-1653 (online)
vestnik.donntu.org

ДОНЕЦКОГО НАЦИОНАЛЬНОГО ТЕХНИЧЕСКОГО УНИВЕРСИТЕТА

ВЕСТНИК

№2 (20) 2020 г.

РЕДАКЦИОННО-ИЗДАТЕЛЬСКИЙ ОТДЕЛ

ИЗДАТЕЛЬСТВО «ДОНЕЦКАЯ ПОЛИТЕХНИКА»

22 ГОДА ★ ★ ★ ИННОВАЦИЙ

НАУЧНЫЕ ИЗДАНИЯ Донецкого национального технического университета



Международный научно-технический журнал «Вестник Донецкого национального технического университета»

Свидетельство о регистрации СМИ ААА №000133, выдано 27.05.2017 г.
Приказ МОН ДНР № 1144 от 07.11.2017 г. о включении в перечень рецензируемых научных изданий ВАК ДНР
Лицензионный договор с РИНЦ № 425-07/2016 от 14.07.2016 г.

Периодичность – 4 раза в год

Научные направления:
05.02 Машиностроение и машиноведение;
05.05 Транспортное, горное и строительное машиностроение;
05.09 Электротехника;
05.16 Металлургия и материаловедение;
05.17 Химическая технология.

Подробная информация - http://vestnik.donntu.org



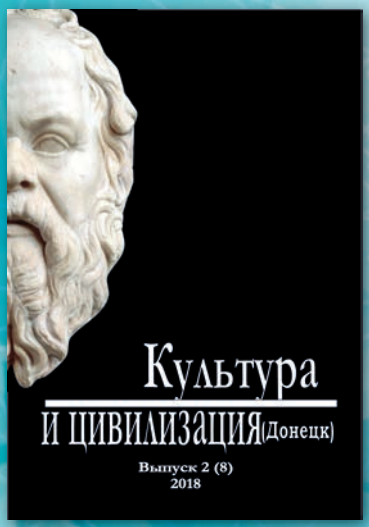
Международный сборник научных трудов «Прогрессивные технологии и системы машиностроения»

Свидетельство о регистрации СМИ ААА №000125 от 20 апреля 2017 г. (сетевое издание)
Свидетельство о регистрации СМИ ААА №000147 от 20 июня 2017 г. (печатное издание)
Приказ МОН ДНР №744 от 24.07.2017 г. о включении в перечень рецензируемых научных изданий ВАК ДНР
Лицензионный договор с РИНЦ № 177-04/2013 от 12.04. 2013 г.

Периодичность – 4 раза в год

Научные направления:
05.02 Машиностроение и машиноведение.

Подробная информация - http://ptsm.donntu.org



Научный журнал «Культура и цивилизация (Донецк)»

Свидетельство о регистрации СМИ ААА №000143 от 20.06.2017 г.
Приказ МОН ДНР №1134 от 01.11.2016 г. о включении в перечень рецензируемых научных изданий ВАК ДНР
Лицензионный договор с РИНЦ № 425-07/2016 от 14.07.2016 г.

Периодичность – 4 раза в год

Научные направления:
09.00 Философские науки;
23.00 Политология.

Подробная информация - http://cic.sgi.donntu.org

ВЕСТНИК ДОННТУ №2(20)'2020

международный научно-технический журнал

Учредитель и издатель: *ГОУ ВПО «Донецкий национальный технический университет» (Донецк)*

Главный редактор
Маренич К.Н. (д.т.н., проф.)*

Зам. главного редактора
Булгаков Ю.Ф. (д.т.н., проф.)*

Ответственный секретарь
Сотников А.Л. (д.т.н., доц.)*

Редакционный совет:
Артюх В. Г. (д.т.н., проф.)
Беломеря Н.И. (к.т.н., доц.)*
Бершадский И.А. (д.т.н., проф.)*
Бирюков А.Б. (д.т.н., проф.)*
Бутузова Л.Ф. (д.х.н., проф.)*
Высоцкий Ю.Б. (д.х.н., проф.)*
Горбатко С.В. (к.т.н., доц.)*
Горбатюк С. М. (д.т.н., проф.)*
Дедовец И.Г. (к.т.н., доц.)*
Еронько С.П. (д.т.н., проф.)*
Захаров Н.И. (д.т.н., доц.)*
Ковалев А.П. (д.т.н., проф.)*
Кожевникова И.А. (д.т.н., доц.)
Кондрахин В.П. (д.т.н., проф.)*
Кононенко А.П. (д.т.н., проф.)*
Куренный Э.Г. (д.т.н., проф.)*
Ченцов Н.А. (д.т.н., доц.)*
Шабаев О.Е. (д.т.н., проф.)*
Шаповалов В.В. (д.х.н., проф.)*
Яковченко А.В. (д.т.н., проф.)*
** - штатные сотрудники учредителя*

Адрес: 28301, г. Донецк, ул. Артема, 58
Телефон +380 (62) 301-07-89
Эл. почта: vestnikdonntu@gmail.com
Интернет: vestnik.donntu.org

Вестник ДонНТУ
2020. №2(20)

ISSN 2518-1653 (online)

Издается с января 2016 г.
Периодичность издания: 4 раза в год

Свидетельство
о государственной регистрации
Серия ААА № 000133 от 27.05.2017

За содержание статей и их оригинальность несут ответственность авторы. Мнение редакции может не совпадать с мнением авторов. За содержание рекламных материалов ответственность несет рекламодатель.

Подписано к печати
по решению Ученого Совета
ГОУ ВПО «Донецкий национальный технический университет»
Протокол №2 от 26.06.2020

Формат 60×84$^{1/8}$. Заказ 0620.
Изд-во «Донецкая политехника», 2020

СОДЕРЖАНИЕ

МАШИНОСТРОЕНИЕ И МАШИНОВЕДЕНИЕ

П.А. Петров
Снижение искажений формы торцевой поверхности непрерывнолитой заготовки в процессе поперечной резки на сортовых ножницах 3

ТРАНСПОРТНОЕ, ГОРНОЕ И СТРОИТЕЛЬНОЕ МАШИНОСТРОЕНИЕ

О.А. Аксененко, Н.В. Савенков, А.В. Чухаркин
Исследование потерь мощности на дросселирование воздушного потока в системе впуска ДВС 11

ЭЛЕКТРОТЕХНИКА

И.А. Бершадский, В.В. Якимишина, Е.Я. Наглюк
Влияние несинусоидальности и несимметрии в четырехпроводной сети непромышленных потребителей на снижение пропускной способности кабелей 18

МЕТАЛЛУРГИЯ И МАТЕРИАЛОВЕДЕНИЕ

А.Б. Бирюков, П.А. Гнитиёв, В.А. Шатович
Утилизация теплоты газов, отходящих из дуговой сталеплавильной печи, с целью предварительного подогрева металлолома 26

А.Б. Бирюков, Ю.Е. Рубан
Система диагностики теплообменных процессов в фурменной зоне доменной печи 33

В.П. Горбатенко
Упрочняющая термическая и термомеханическая обработка двойной латуни с закалкой из β-области 38

С.А. Снитко, А.В. Яковченко, В.В. Пилипенко, Н.И. Ивлева
Разработка калибровки для прокатки главного валка колесопрокатного стана на кольцепрокатном стане 44

ХИМИЧЕСКАЯ ТЕХНОЛОГИЯ

В.Н. Шевкопляс, Л.Ф. Бутузова, Г.Н. Бутузов, В.А. Печень
Математико-статистические модели прогнозирования выхода первичной смолы по составу твердых горючих ископаемых 53

ИНФОРМАЦИЯ

Требования к статьям, направляемым в редакцию 60

Информация об издании

– На страницах журнала публикуются научные статьи фундаментального и прикладного характера, информация о конференциях, семинарах и выставках; освещается деятельность ведущих научно-исследовательских и проектных институтов, промышленных предприятий и коммерческих организаций, технопарков.
– Журнал оказывает информационную поддержку в продвижении на рынок конкурентоспособной наукоемкой продукции, проектов, научно-технических разработок и высоких технологий в различных областях промышленности.
– Журнал распространяется бесплатно в эл. виде посредством сети Интернет; принимает участие в научных конференциях и выставках.
– Журнал включен в Российский индекс научного цитирования (РИНЦ). Интернет: elibrary.ru
– Журнал включен в перечень рецензируемых научных изданий Высшей аттестационной комиссии (ВАК) ДНР. Интернет: vak.mondnr.ru
– Редакция журнала принимает к публикации и осуществляет рецензирование рукописей статей по химическим и техническим наукам и следующим группам специальностей: 05.02 – Машиностроение и машиноведение; 05.05 – Транспортное, горное и строительное машиностроение; 05.09 – Электротехника; 05.16 – Металлургия и материаловедение; 05.17 – Химическая технология.

VESTNIK DONNTU №2(20)'2020

international scientific-technical journal

Founder and publisher *Donetsk National Technical University (Donetsk)*

Editor-in-chief
Marenych K.N. (Dr. Sci. (Eng.), Prof.)*

Deputy Editor-in-chief
Bulgakov Y.F. (Dr. Sci. (Eng.), Prof.)*

Executive secretary
Sotnikov A.L. (Dr. Sci. (Eng.), Assoc. Prof.)*

Editorial council:
Artyukh V. G. (Dr. Sci. /Eng./, Prof.)
Belomerya N. I. (Cand. Sci. /Eng./, Assoc. Prof.)*
Bershadsky I. A. (Dr. Sci. /Eng./, Prof.)*
Biryukov A.B. (Dr. Sci. /Eng./, Prof.)*
Butuzova L.F. (Dr. Sci. (Chem.), Prof.)*
Vysotsky Y.B. (Dr. Sci. (Chem.), Prof.)*
Gorbatko S. V. (Cand. Sci. /Eng./, Assoc. Prof.)*
Gorbatyuk S. M. (Dr. Sci. /Eng./, Prof.)
Dedovets I.G. (Cand. Sci. /Eng./, Assoc. Prof.)*
Eron'ko S.P. (Dr. Sci. /Eng./, Prof.)*
Zaharov N. I. (Dr. Sci. /Eng./, Assoc. Prof.)*
Kovalev A.P. (Dr. Sci. /Eng./, Prof.)*
Kozhevnikova I. A. (Dr. Sci. /Eng./, Assoc. Prof.)
Kondrahin V.P. (Dr. Sci. /Eng./, Prof.)*
Kononenko A.P. (Dr. Sci. /Eng./, Prof.)*
Kurennyiy E. G. (Dr. Sci. /Eng./, Prof.)*
Chentsov N. A. (Dr. Sci. /Eng./, Assoc. Prof.)*
Shabayev O.E. (Dr. Sci. /Eng./, Prof.)*
Shapovalov V.V. (Dr. Sci. /Chem./, Prof.)*
Yakovchenko A.V. (Dr. Sci. /Chem./, Prof.)*
** - staff members of the founder*

Address: 283001, Donetsk, 58, Artema St.
Phone +380 (62) 301-07-89
E-mail: vestnikdonntu@gmail.com
Internet: vestnik.donntu.org

Vestnik DonNTU
2020. No.2(20)

ISSN 2518-1653 (online)

Published since January, 2016
Publication frequency: 4 times a year

Certificate of State Registration
Series AAA No. 000133
dated 27.05.2017

The content and originality of the articles is the author's responsibility. The editorial opinion may not necessarily represent the views of the authors. The content of advertising material is the advertiser's responsibility.

Subscribed to print
on the recommendation
of the Academic Council
Donetsk National Technical University
Protocol No.2 dated 26.06.2020

Format 60×84$^{1/8}$. Order 0620
Publishing house
"Donetsk Polytechnic", 2020

CONTENTS

ENGINEERING AND ENGINEERING SCIENCE

P.A. Petrov
The reduction of shape distortion of the end surface of continuously cast billets when cross-cutting on varietal shears 3

TRANSPORT, MINING AND CONSTRUCTION ENGINEERING

O.A. Aksyonenko, N.V. Savenkov, A.V. Chukharkin
Investigation of power loss on airflow throttling in the internal combustion engine intake system 11

ELECTRICAL ENGINEERING

I.A. Bershadskiy, V.V. Yakimishina, E.Ya. Naglyuk
Impact of sinusoidality and asymmetry in four-wire network of non-industrial consumers on reducing the cable capacity..... 18

METALLURGY AND MATERIALS SCIENCE

A.B. Biryukov, P.A. Gnitiev, V.A. Shatovich
Heat recovery of gases coming from an arc steel furnace to preheat scrap metal 26

A.B. Biryukov, Yu.E. Ruban
The system of heat-exchange process diagnostics in the tuyere zone of the blast furnace 33

V.P. Gorbatenko
Thermal and thermomechanical hardening treatment of double brass with quenching from β- region 38

S.A. Snitko, A.V. Yakovchenko, V.V. Pilipenko, N.I. Ivleva
Development of calibration for rolling the main roll of a wheel-rolling mill on a ring-rolling mill 44

CHEMICAL TECHNOLOGY

V.N. Shevkoplyas, L.F. Butuzova, G.N. Butuzov, V.A. Pechen
Mathematical and statistical models for predicting the yield of primary resin by the composition of solid fuels 53

INFORMATION

Requirements for the papers submitted to the Editorial office..... 60

Publication Information

– The journal publishes research papers of fundamental and applied nature, information on conferences, seminars and exhibitions. It covers the activities of the leading research and design institutes, industrial and commercial companies and technology parks.
– The journal provides information support for the marketing of competitive high-tech products, projects, scientific and technical developments and high technologies in various fields of industry.
– The journal is distributed free of charge in electronic format via the Internet. It provides informational support and participates in International scientific conferences and exhibitions.
– The journal is included into the Russian Index of Science Citation (RISC). Internet: elibrary.ru
– The journal is included in the list of peer-reviewed scientific publications of the Higher Attestation Commission (VAK) of the DPR. Internet: vak.mondnr.ru
– The editorial accepts for publication and reviews manuscripts on chemical and technical sciences, and the following groups of specialties: 05.02 – Engineering and engineering science; 05.05 – Transport, mining and construction engineering; 05.09 – Electrical engineering; 05.16 – Metallurgy and materials science; 05.17 – Chemical technology.

УДК 621.967.1

П.А. Петров /к.т.н./
ГОУ ВПО ЛНР «Донбасский государственный технический университет» (Алчевск)

СНИЖЕНИЕ ИСКАЖЕНИЙ ФОРМЫ ТОРЦЕВОЙ ПОВЕРХНОСТИ НЕПРЕРЫВНОЛИТОЙ ЗАГОТОВКИ В ПРОЦЕССЕ ПОПЕРЕЧНОЙ РЕЗКИ НА СОРТОВЫХ НОЖНИЦАХ

Проанализированы дефекты резки квадратных профилей сортовыми ножницами, рассмотрены способы повышения точности геометрии торцевой поверхности заготовки. На основе разработанной математической модели процесса поперечной резки непрерывнолитой заготовки гидравлическими ножницами установлено влияние углов, определяющих положение режущих поверхностей ножа, на искажение формы приторцевой зоны заготовки. Получены регрессионные зависимости относительных показателей утяжки (смятия) концов и симметричности сечения профиля, на основании которых обоснован выбор рациональных значений углов раскрытия и заострения режущих кромок фасонных ножей.

Ключевые слова: непрерывнолитая заготовка, сортовой металлопрокат, фасонные (фигурные) ножи, сортовые ножницы, утяжка (смятие) концов заготовки, симметричность профиля, квадрат, режущая кромка ножа, угол раскрытия, угол заострения.

Постановка проблемы

Производство сортового металлопроката предполагает наличие специального оборудования, устанавливаемого в потоке прокатного стана или машины непрерывного литья заготовок (МНЛЗ) с целью реализации разделительных операций, применяемых для резки продукции на мерные длины. Сдерживающим фактором широкого применения ножниц для поперечного разделения непрерывнолитых заготовок, сортового и, особенно, фасонного металлопроката является неуниверсальность режущего инструмента, а также возможность появления дефектов резки, снижающих качество и увеличивающих затраты на доотделку прокатной продукции.

Анализ последних исследований и публикаций

К качеству разделения сортового проката предъявляют следующие основные требования [1…4]: соблюдение заданной точности по длине; обеспечение прямого реза; предотвращение образования значительных заусенцев; реализация порезки проката без существенного смятия концов. Точность поперечной резки сортового проката и допустимая величина косины реза регламентируются ГОСТ 535-2005, ГОСТ 8559-75, ГОСТ 2591-88. Методы контроля отклонения формы металлопродукции представлены в ГОСТ 26877-91. Применительно к порезке сортовой заготовки на мерные длины наиболее значимыми дефектами являются заусенцы или завал кромки и смятие концов раската, регламентируемые ГОСТ 21014-88 «Прокат черных металлов. Термины и определения дефектов поверхности» и ГОСТ 535-2005 «Прокат сортовой и фасонный из стали углеродистой обыкновенного качества. Общие технические условия». В зависимости от условий поставки и требований нормативных документов при прокатке допускается смятие торцов заготовки до 25 % высоты поперечного сечения или смятие конца на длине 20 мм от края, либо, в случае более жестких требований по качеству, смятие концов заготовки не допускается. Несмотря на то, что указанные дефекты образуются на этапе обработки полуфабриката (например, блюма) они могут значительно повлиять на технологию производства сортовых профилей на финальном этапе [3].

В литературе [1,2] для обозначения смятых концов сортовой заготовки используются близкие по значению термины «утяжка концов», «утяжина», «отпечаток ножей», которые определяют дефекты, образованные в результате внеконтактной (утяжка) и контактной (отпечаток ножей) пластической деформации в приторцевой зоне заготовки.

Очевидно, что наряду с технологическими параметрами разделительного процесса выбранным способом резки [1] (открытая, не полностью открытая, закрытая) и конструктивным исполнением ножниц [5…7] профилировка рабочей поверхности фигурных ножей оказывает существенное влияние на формоизменение заготовки в зоне резки. При этом, важное значение имеют

ISSN 2518-1653 (online). Интернет: vestnik.donntu.org

форма ножа и углы, определяющие положение режущих кромок: угол между режущими кромками ножа α и угол заострения β.

Оригинальное решение использовано в схеме установки возвратно-поступательных ножниц [5] сортовой машины непрерывного литья заготовок Филиала №2 «Енакиевский металлургический завод» ЗАО «Внешторгсервис» (ЕМЗ), благодаря которому удалось снизить искажение формы приторцевой зоны квадратных профилей за счет учета формы сечения и придания ему наиболее рациональной ориентации относительно направления реза и движения фасонных ножей.

Очевидно, что существует связь между углом раскрытия режущих кромок ножа α и ромбичностью формы торцевой зоны (концов) заготовки. Однако применение ножей с углом α<90º не получило широкого распространения. В свою очередь, в работе [8] отмечается, что увеличение угла β ухудшает качество среза, увеличивая зону смятия, поэтому рекомендуется принимать значения угла β в диапазоне 3…5º, а для резки штучных заготовок применять угол β=5…15º [9].

Из вышеизложенного следует, что варьирование значениями углов α и β оказывает существенное влияние на форму торцевой поверхности разрезаемой заготовки, а также обуславливает качество ее порезки, но сведения по выбору параметров режущего инструмента сортовых ножниц блюмовой МНЛЗ в рассмотренной литературе противоречивы и теоретически недостаточно обоснованы.

Цель (задачи) исследования

Целью данной работы является исследование показателей неточности, определяющих искажение торцевой поверхности профиля в зоне реза, а также повышение степени научной обоснованности выбора параметров и совершенствование конструкции режущего инструмента сортовых ножниц поперечной резки квадратных заготовок.

Основной материал исследования

Экспериментальные исследования процессов горячей резки металла затрудняются сложностью доступа в зону реза и действием в ней высоких температур, в свою очередь альтернативой зачастую дорогостоящим физическим моделям может служить разработка математической модели процесса поперечной резки заготовки фасонными ножами. С этой целью была решена трехмерная задача, базирующаяся на методе конечных элементов [10,11]. Расчеты выполнены применительно к ножницам сортовой МНЛЗ ЕМЗ [5], в которых станина развернута на угол 45º относительно горизонтали (рис. 1).

Напряженно-деформированное состояние заготовки на различных этапах сближения ножей представлено на рис. 2. Сечение заготовки 120×120 мм (сторона квадрата h=120 мм), материал – сталь 20, температура 970 ºС, скорость резки 70 мм/с. Ножи имеют фасонную форму (рис. 1) с углом при вершине α=94º и уклоном режущей кромки β=7º.

Адекватность математической модели проверялась путем сопоставления формы торцевой поверхности, полученной по результатам моделирования, с формой фактического среза заготовки и максимального значения силы резки с ранее полученными экспериментальными данными [12], расхождение при этом не превысило 5 %.

С целью оценки влияния профилировки ножей на формообразование заготовки в зоне реза и выявления типовых дефектов разделительной операции были выполнены симуляции процесса с ножами различной конфигурации. Изменяли угол между режущими кромками ножа α (среднее значение $\alpha_{ср}$=92º, диапазон варьирования $\alpha_{ср}$=±6,5 %) и угол заострения β ($\beta_{ср}$=3,5º, диапазон варьирования $\beta_{ср}$=±100 %), что видоизменяло форму торцевой поверхности заготовки после резки. В результате были получены профили торцевой поверхности заготовки, которые представлены на рис. 3.

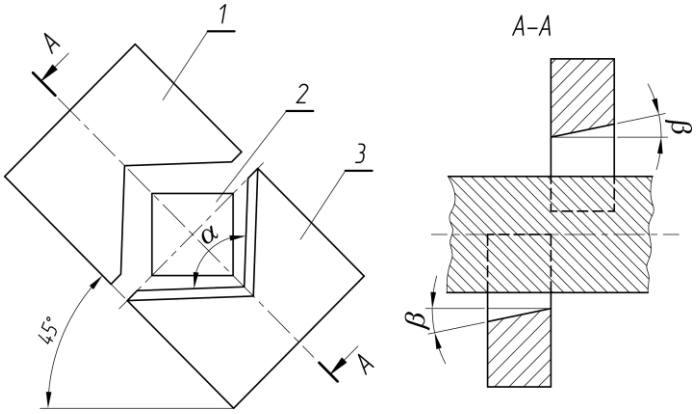


Рис. 1. Схема установки гидравлических ножниц сортовой МНЛЗ:
1 – разрезаемая заготовка; *2, 3* – фасонные ножи

ISSN 2518-1653 (online). Интернет: vestnik.donntu.org

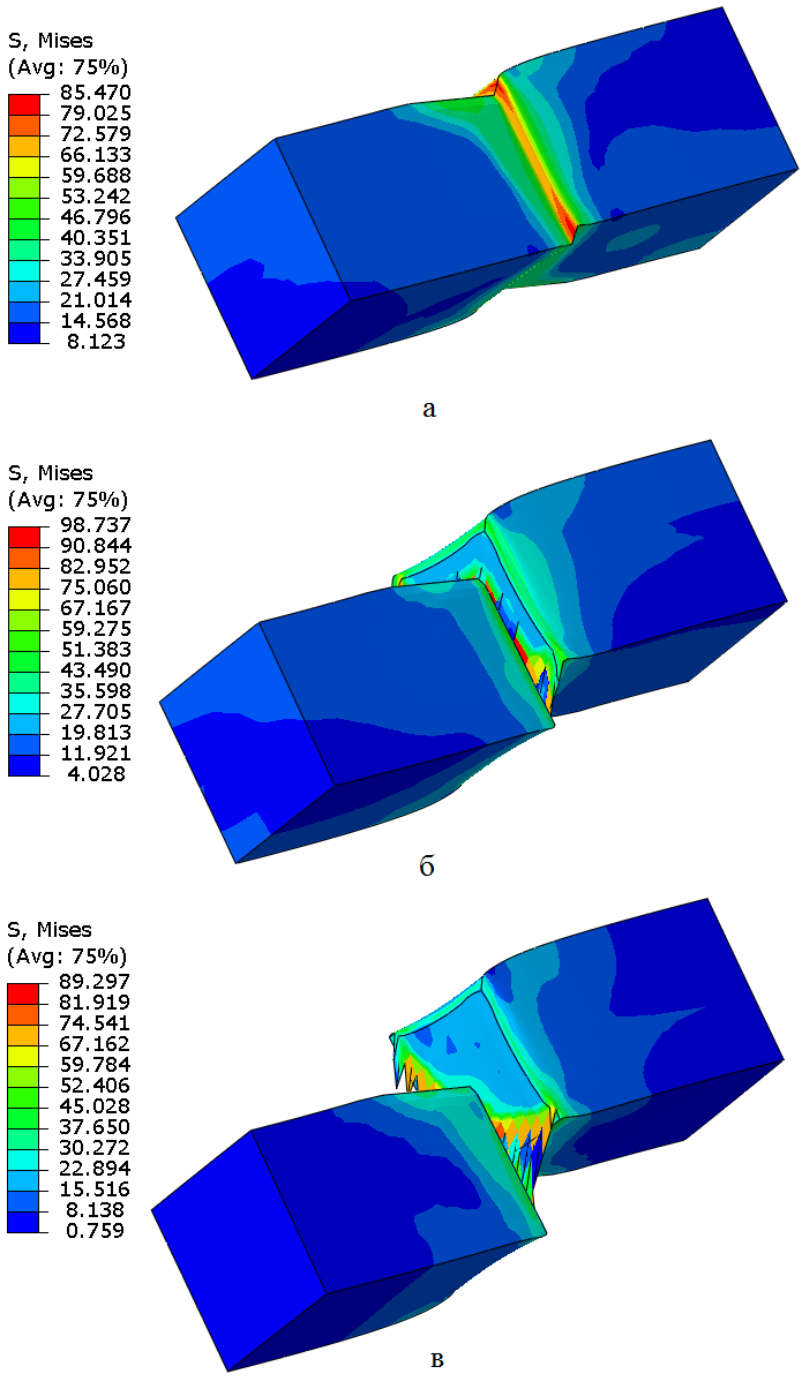


Рис. 2. Напряженно-деформированное состояние заготовки на различных этапах сближения ножей: *а* – 35 мм; *б* – 70 мм; *в* – 105 мм

Искажения профиля и точность размеров сечения разрезаемой заготовки обусловлены выбранным способом разделения и характеризуются следующими геометрическими параметрами (табл. 1): Δ – диагональю квадрата (номинальная величина вертикальной $\Delta_в$ и горизонтальной $\Delta_г$ диагоналей равна $h\sqrt{2}$); b – смещением центра пересечения диагоналей разрезаемого сечения от верхнего ребра заготовки; c, d – расстояниями, определяющими симметричность сечения по вертикали, а также абсолютными величинами утяжки $f=b–d$ и смятия $e=\Delta–b–c$ концов заготовки (рис. 4).

Известно, что применение фасонных ножей при разделении ножницами квадратных профилей по диагонали позволяет полностью устранить раздав концов разрезаемой заготовки [3], но не исключает ромбичности и смятия (утяжки) ее концов. Для оценки степени разброса значений показателей неточности формы сечения были введены относительные параметры [13]: ромбичности $k_\Delta=\Delta_в/\Delta_г$; симметричности сечения по вертикали $k_{cd}=c/d$; утяжки (смятия) концов заготовки $k_f=f/e$.

ISSN 2518-1653 (online). Интернет: vestnik.donntu.org

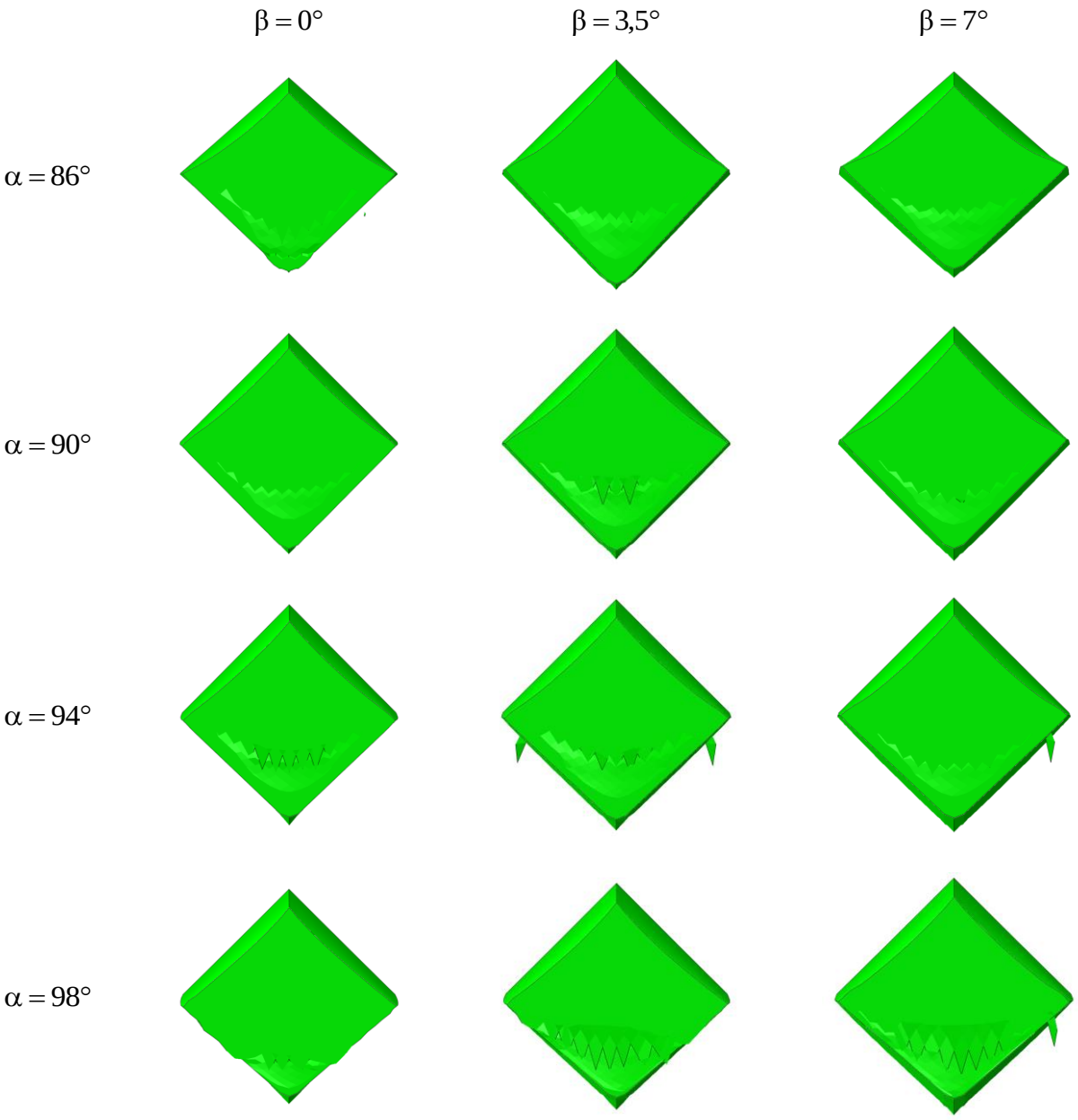


Рис. 3. Профили торцевой поверхности заготовки после резки,
полученные по результатам моделирования при различных значениях углов α и β,
определяющих положение режущих кромок фасонного ножа

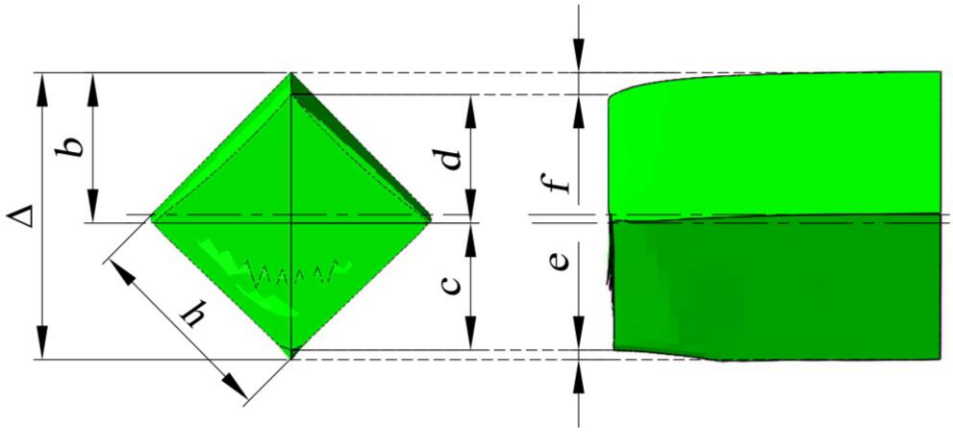


Рис. 4. Схема замеров геометрических параметров торцевой поверхности заготовки
после резки на ножницах

ISSN 2518-1653 (online). Интернет: vestnik.donntu.org

По каждому измеряемому и расчетному параметру, представленному в табл. 1, определены среднее, минимальное, максимальное значение и коэффициент вариации ν. Установлено, что изменение в указанных диапазонах улов α и β сопровождается существенным разбросом полученных значений. При этом наиболее однородно (диапазон варьирования минимален: 0,904… 0,968, ν=2,52 %) распределены результаты вычисления коэффициента k_Δ, обуславливающего ромбичность сечения, а также существует тесная связь (коэффициент парной линейной корреляции r=0,93) между величиной угла раскрытия режущих кромок ножа α и показателем ромбичности профиля торцевой зоны заготовки k_Δ, причем по мере увеличения угла α ромбичность профиля возрастает.

Следующим параметром, характеризующим искажения формы сечения, сопровождающимся разбросом значений от 0,9 до 1,27, ν=1,72 %, является коэффициент симметричности профиля k_{cd}, величина которого в значительной степени (r=-0,98) определяется углом раскрытия режущих кромок ножа α, причем по мере увеличения угла α отношение c/d уменьшается. Наибольшему разбросу результатов соответствует распределение коэффициента k_f, обуславливающего степень утяжки (смятия) концов разрезаемой заготовки k_f=1,14…5,74, ν=60,67 %, величина которого в определенной степени (r= –0,66) зависит от угла заострения режущих кромок ножа β, причем по мере увеличения угла β отношение f/e уменьшается.

Полученный по данным табл. 1 диапазон изменения величины утяжки концов заготовки составил f=11,14…14,67 мм, а смятия – e=2,26… 11,48 мм. Согласно данным [8], допускаемые искажения (утяжка и смятие) концов заготовок толщиной 120 мм не должны быть более 10 мм, что свидетельствует о необходимости повышения качества резки сортовых заготовок фасонными ножами [14].

Для определения рациональных значений углов α_p и β_p, на основании метода наименьших квадратов по данным, представленным в табл. 1, были получены регрессионные зависимости показателей неточности, определяющих искажение (сминание) торцевой части заготовки в зоне реза, k_f, k_{cd} в функции углов α и β:

$$k_f=(21274{,}51-197{,}86\alpha-2890{,}39\beta+28{,}81\alpha\beta)\cdot10^{-3}, \quad (1)$$

$$k_{cd}=(-10991{,}75+225{,}77\alpha-191{,}49\beta+1{,}41\alpha\beta)\cdot10^{-4}. \quad (2)$$

Разница в значениях параметров k_f и k_{cd}, по результатам симуляций и рассчитанных по регрессионным зависимостям (1) и (2) составила менее 15 %, что указывает на адекватность полученных выражений. При этом показатель ромбичности k_Δ изменился незначительно (увеличился на 1,55 %).

С учетом требований качества реза квадратных заготовок фасонными ножами предпочтительно принять $k_f=k_{cd}$=1,0. Графически областью определения указанных зависимостей являются уравнения плоскости: $k_f=f(\alpha, \beta)$, $k_{cd}=f(\alpha, \beta)$, совместным решением которой является уравнение прямой m в пространстве, описываемое следующим выражением:

$$m=\begin{cases}(21274{,}51-197{,}86\alpha-2890{,}39\beta+\\ +28{,}81\alpha\beta)\cdot10^{-3}=1{,}0,\\ (-10991{,}75+225{,}77\alpha-191{,}49\beta+\\ +1{,}41\alpha\beta)\cdot10^{-4}=1{,}0.\end{cases} \quad (3)$$

Частным решением системы уравнений (3) являются координаты точки (α_p; β_p; 1,0), расположенной в месте пересечения указанных плоскостей с горизонтальной плоскостью уровня 1,0. В результате были определены рациональные значения углов наклона режущих кромок фасонного ножа, которые составили α_p=95,5º, β_p=10º (рис. 5).

Любые другие точки, находящиеся на прямой m, не будут соответствовать требованиям качества реза. Например, для исследуемого диапазона углов β с учетом (3) предельные значения относительных параметров k_f и k_{cd} равны между собой ($k_f=k_{cd}$) и составляют 1,096 (β=0º) и 0,942 (β=15º), что соответствует отклонению на 9,6 и 5,8 % от оптимального значения и будет увеличивать степень выраженности рассматриваемых дефектов резки квадрата.

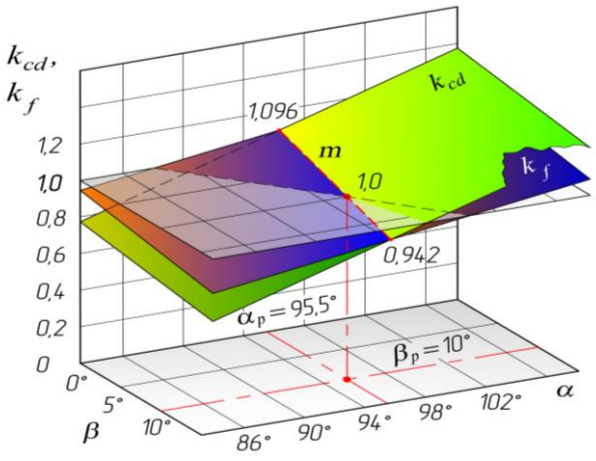


Рис. 5. К определению рациональных значений углов α и β

ISSN 2518-1653 (online). Интернет: vestnik.donntu.org

Табл. 1. Результаты замеров геометрических параметров по схеме на рис. 4

№ п/п	α	β	$\Delta_в$	$\Delta_г$	$\Delta_в / \Delta_г$	*b*	*c*	*d*	*c/d*	*f*	*e*	*f /e*
	град.	град.	мм	мм	–	мм	мм	мм	–	мм	мм	–
1	86	0	154,58	159,87	0,967	83,34	84,72	70,36	1,2	12,98	2,26	5,74
2	86	3,5	154,17	159,24	0,968	80,8	84,19	69,22	1,22	11,58	5,15	2,25
3	86	7	150,95	158,25	0,954	78,03	84,07	66,21	1,27	11,82	7,9	1,5
4	90	0	154,73	160,38	0,965	86,01	79,17	74,87	1,06	11,14	4,65	2,4
5	90	3,5	151,45	159,66	0,949	84,06	78,61	72,08	1,09	11,98	7,39	1,62
6	90	7	149,29	159,02	0,939	81,81	78,46	69,93	1,12	11,88	9,74	1,22
7	94	0	151,25	160,88	0,94	88,68	74,30	75,90	0,98	12,78	6,86	1,86
8	94	3,5	149,31	160,56	0,93	87,04	74,17	74,07	1	12,97	8,7	1,49
9	94	7	147,57	160,63	0,919	84,96	74,14	72,63	1,02	12,33	10,81	1,14
10	98	0	149,9	164,09	0,914	93,68	71,12	79,02	0,9	14,66	5,06	2,9
11	98	3,5	146,68	162,26	0,904	91,39	70,20	76,72	0,92	14,67	8,29	1,77
12	98	7	145,27	160,64	0,904	89,06	70,02	75,42	0,93	13,64	11,48	1,19
Ср. знач.	92	3,5	150,43	160,46	0,94	85,74	76,93	73,04	1,06	12,7	7,36	2,09
Min	86	0	145,27	158,25	0,904	78,03	70,02	66,21	0,9	11,14	2,26	1,14
Max	98	7	154,73	164,09	0,968	93,68	84,72	79,02	1,27	14,67	11,48	5,74
v, %	5,08	85,28	2,04	0,96	2,52	5,27	7,05	5,00	11,72	9,06	36,94	60,67

ISSN 2518-1653 (online). Интернет: vestnik.donntu.org

Выводы

Выбранный способ резки обуславливает искажения профиля и точность размеров сечения разрезаемой заготовки. Наличие указанных недостатков обработки квадратной заготовки оказывает отрицательное влияние при производстве из них в дальнейшем простых сортовых и фасонных профилей.

Определены геометрические параметры и основные показатели, характеризующие искажение формы торцевой поверхности непрерывнолитой заготовки в процессе поперечной резки на сортовых ножницах.

Подтверждена высокая степень взаимосвязи ромбичности сечения k_Δ и коэффициента симметричности профиля k_{cd} с углом раскрытия режущих кромок ножей α.

Установлена связь между степенью утяжки (смятия) k_f концов разрезаемой заготовки и углом заострения режущих кромок ножа β. Получены соответствующие регрессионные зависимости.

Использование фасонных ножей новой конструкции с углами наклона режущих кромок α_p=95,5º, β_p=10º позволяет повысить симметричность профиля и снизить отношение утяжки концов заготовки к их смятию по отношению к показателям действующей конструкции ножей.

При этом ромбичность профиля увеличится незначительно.

Список литературы

1. Соловцов, С.С. Безотходная разрезка сортового проката в штампах. – М.: Машиностроение, 1985. – 175 с.
2. Трофимчук, В.Д. Дефекты прокатной стали и меры борьбы с ними. – М.: Металлургия, 1954. – 632 с.
3. Петров, П.А. Повышение качества обработки сортовых заготовок / Пути совершенствования технологических процессов и оборудования промышленного производства: Сб. тезисов докл. IV Междунар. науч.-тех. конф. 17 октября 2019 г. // Под общ. ред. В.А. Козачишена. – Алчевск: ГОУ ВПО ЛНР ДонГТУ, 2019. – С. 38-41.
4. Siddhartha, Ray. Principles and Applications of Metal Rolling. – Cambridge University Press, 2016. – 320 p.
5. Пат. 13090 Украина, МПК B23D 25/00 B23D 25/04. Ножницы для резки заготовки, которая двигается / В.П. Багнови др.; заявитель и патентообладатель ЗАО «Новокраматорский машиностроительный завод». – № U200508886; заявл. 19.09.2005; опубл. 15.03.2006.
6. Пат. 4385538 США. МКИ B26D 5/02, B22D 11/126. Shearing device for cutting bar-shaped stock such as rolled steel billets / Hans Bieri, Karl Rimmele; заявитель и патентообладатель Mecapec S.A., Switzerland. – №06/237,847; заявл. 24.02.1981; опубл. 31.05.1983.
7. Ульяницкий, В.Н. Влияние формы сечения и расположения сортового металлопроката на энергосиловые параметры резки фасонными ножами / В.Н. Ульяницкий, П.А. Петров // Вестник ДонНТУ. Специальный выпуск «Металлургические процессы и оборудование». – 2016. – №4 (4). – С. 45-49.
8. Ковка и объемная штамповка стали. Справочник в 2-х т. / Под ред. д-ра техн. наук М.В. Сторожева. Том 1. – изд. 2-е, перераб. – М.: Машиностроение, 1967. – 435 с.
9. Ковка и штамповка: Справочник. В 4-х т. / Под ред. Е.И. Семенова. Т.1. Материалы и нагрев. Оборудование. Ковка. – М.: Машиностроение, 1985. – 568 с.
10. Liu, G.R. The Finite Element Method: A Practical Course / G.R. Liu, S.S. Quek. – 2nd Edition. – Butterworth-Heinemann, 2013. – 436 p.
11. Боровик, П.В. 3-D модель процесса поперечного разделения на ножницах непрерывно-литых сортовых заготовок / П.В. Боровик, П.А. Петров // Сборник научных трудов Донбасского государственного технического университета. – Алчевск: ДонГТУ, 2013. – Вып.41. – С. 151-155.
12. Теоретические и экспериментальные исследования процесса горячей поперечной резки непрерывнолитых сортовых заготовок / А.В. Сатонин [и др.] // Ресурсозберігаючі технології виробництва та обробки тиском матеріалів у машинобудуванні: Зб. наук. пр. – Луганськ: вид-во СНУ ім. В. Даля, 2012. – С. 3-10.
13. Петров, П.А. Обоснование параметров и совершенствование конструкции ножей поперечной резки сортового проката: автореф. дис. … канд. техн. наук: 05.02.13 / Петров Павел Александрович. – Донецк, 2017. – 22 с.
14. Петров, П.А. Оценка влияния способа поперечной резки сортовых заготовок на технологические и экономические показатели прокатного производства // Инновационные перспективы Донбасса, г. Донецк, 24-25 мая 2017 г. – Донецк: ДонНТУ, 2017. – Т.3. – С. 31-34.

ISSN 2518-1653 (online). Интернет: vestnik.donntu.org

P.A. Petrov /Cand. Sci. (Eng.)/
Donbas State Technical University (Alchevsk)

THE REDUCTION OF SHAPE DISTORTION OF THE END SURFACE OF CONTINUOUSLY CAST BILLETS WHEN CROSS-CUTTING ON VARIETAL SHEARS

Background. *Quality separation of rolled metal into measured lengths is an important and responsible task of modern production of continuous cast billets, as well as the creation of simple varietal and shaped profiles. It is known that cross-cutting operations are the final steps in the technological chain of production of complex metal products. Still, defects formed at the processing stage of semi-finished products (for example, blooms) can significantly affect the production technology of long profiles at the final step. In this regard, clarification of the technological capabilities of the operated and newly designed equipment for the separation of rolled metal products and continuously cast billets is one of the critical and urgent tasks.*
Materials and/or methods. *Based on the finite element method, a mathematical model of the process of cutting square billets with shaped knives developed. Simulations of the process with knives of various configurations were performed to assess the effect of knife profiling on the shape of the billet in the cutting zone. Concerning the process of cross-cutting on long shears, geometric parameters were measured, and the main indicators of distortion of the shape of the end surface of a continuously cast billet were determined, based on which regression equations compiled.*
Results. *Based on the developed technique, we have performed a simulation of the cutting process. Regression dependences of the symmetry coefficients of the profile and the tightening (crumpling) of the ends of the cut billet obtained. The relationship established between the degree of distortion of the end surface shape of a continuously cast billet and the angles of opening and sharpening of the cutting edges of the knife. Rational values of the angles of inclination of the cutting edges of the shaped knife are determined.*
Conclusion. *The obtained cross-sections of the end part of the billet after cutting confirm that the shaping of the end surface significantly depends on the configuration of the knife and the selected cutting method. The use of new design shaped knives will increase the symmetry of the profile and reduce the ratio of the tightening of the ends of the billet to their crumpling The obtained results recommended for use in making design and technological decisions in the issues of hot separation of a continuously cast square billet with shaped knives into an angle.*

Keywords: *continuously cast billet, rolled metal, shaped knives, varietal shears, tightening (crumpling) the ends of the billet, the symmetry of the profile, square, cutting edge of the knife, opening angle, sharpening angle.*

Сведения об авторе
П.А. Петров
SPIN-код: 2439-7280
Телефон: +380 (72) 102-07-86
Эл. почта: pavelpetrov@list.ru

Статья поступила 06.05.2020 г.
© П.А. Петров, 2020
Рецензент д.т.н., проф. А.В. Яковченко

УДК 621.43

О.А. Аксененко, Н.В. Савенков /к.т.н./, А.В. Чухаркин
ГОУ ВПО «Донбасская национальная академия строительства и архитектуры» (Макеевка)

ИССЛЕДОВАНИЕ ПОТЕРЬ МОЩНОСТИ НА ДРОССЕЛИРОВАНИЕ ВОЗДУШНОГО ПОТОКА В СИСТЕМЕ ВПУСКА ДВС

На основании экспериментальных данных обоснованы расчетные зависимости, позволяющие определить долю механических потерь в искровых двигателях внутреннего сгорания, обусловленную дросселированием потока воздуха на впуске. Предложен поправочный коэффициент для расчета среднего по термодинамическому циклу условного давления механических потерь с учетом коэффициента использования мощности искровых двигателей, оснащенных дроссельной заслонкой. Также получены и рекомендованы для применения коэффициенты традиционной функции эффективного удельного расхода на внешних и частичных нагрузочно-скоростных режимах работы поршневых двигателей внутреннего сгорания, функционирующих по циклу Миллера.

Ключевые слова: *среднее давление механических потерь, дросселирование, цикл Миллера, эффективная мощность, эффективный удельный расход топлива.*

Постановка проблемы

В теории [1] двигателей внутреннего сгорания (ДВС) механические потери рассматриваются как мощность, затраченная на преодоление всех видов сопротивления движению деталей двигателя, а также газовых и жидкостных сред его систем и механизмов. Данная мощность является частью развиваемой индикаторной мощности и на номинальном режиме работы искровых автомобильных двигателей без наддува составляет величину от 15 до 25 % [2]. Соответственно, до 25 % индикаторной мощности, получаемой в результате осуществления термодинамического цикла, расходуется на преодоление сил трения.

Согласно [3], понятие «условные механические потери», помимо непосредственно механических потерь мощности на трение в кинематических парах двигателя, включает в себя также ее затраты на насосные потери (газообмен и циркуляция рабочих сред) и привод вспомогательных агрегатов. Учитывая сложность и разнородность причин, вызывающих данные виды потерь мощности, механические потери расчетными и экспериментальными способами определяют, как правило, суммарно и без разделения на отдельные составляющие [2]. Этим и обусловлено применение слова «условные» в рассматриваемом термине «условные механические потери». Однако в некоторых случаях (при проектировании ДВС, в ходе решения отдельных задач теории эксплуатационных свойств автомобиля [4] и т.д.) существует необходимость определения влияния конкретного компонента условных механических потерь на величину мощности и в дальнейшем на эффективные показатели ДВС – мощность и удельный расход топлива, например, влияние коэффициента использования мощности двигателя, обусловленного, в частности, углом открытия дроссельной заслонки, на величину насосных потерь мощности при работе двигателя в режиме частичных нагрузок.

Анализ последних исследований и публикаций

Считается, что метод индицирования, при котором мощность механических потерь рассчитывается как разница индикаторной и эффективной мощностей ДВС, является методически правильным, поскольку определение условных механических потерь мощности происходит на рабочем режиме двигателя [2]. Однако его использование затруднено сложностью и дороговизной измерительной аппаратуры, а также большим объемом измерений.

Более простым методом измерения суммарных условных механических потерь мощности в двигателе является метод проворачивания коленчатого вала неработающего двигателя (при отсутствии подачи топлива) внешним устройством (приводным двигателем обкаточного стенда) [3]. Кроме того, основным преимуществом данного метода называют то, что при его использовании определение ряда показателей (крутящего момента сопротивления и механической мощности сопротивления прокручиванию) происходит прямым способом, а не косвенным, как при индицировании. Однако нужно отме-

ISSN 2518-1653 (online). Интернет: vestnik.donntu.org

тить, что отсутствие рабочего режима ДВС (подача топлива и его воспламенение) в процессе стендовых испытаний [3] приводит к некоторым погрешностям.

Кроме того, в литературе рассмотрены и другие методики для определения условных механических потерь мощности: последовательное отключение цилиндров ДВС [5]; экстраполяция нагрузочной характеристики [6]; метод выбега [7]; измерение расхода топлива на холостом ходу [8]; Willan's Lines Method (аппроксимация зависимости расхода топлива, частоты вращения коленчатого вала и крутящего момента) [9]; анализ изменения частоты вращения двигателя [10]. Таким образом, каждый рассмотренный метод является достаточно сложным и требует специального оборудования. Кроме того, их результаты не всегда достоверны [11].

Результаты многочисленных испытаний автомобильных ДВС на предмет определения составляющих механических потерь мощности позволили обобщить, что доля этих потерь, приходящаяся на газообмен (насосные потери), относительно велика [1,12]. Однако вопросы, направленные на изучение проблем отдельного определения этих составляющих механических потерь мощности, а также их снижения, в литературе практически не раскрыты.

С целью снижения доли потерь мощности, приходящейся на насосные потери, в конструкции автомобилей получили определенное распространение искровые двигатели с бездроссельным регулированием количества заряда – например, двигатели, работающие по так называемому циклу Миллера [13]. Применение регулирования количества свежего заряда в конце такта сжатия путем изменения фазы закрытия впускных клапанов позволяет отказаться от дроссельного регулирования количества этого заряда на такте впуска. Кроме того, при раннем закрытии впускного клапана дополнительно происходит охлаждение заряда ввиду его расширения. Серийными ДВС, функционирующими по рассмотренному принципу, являются искровые двигатели, оснащенные системами регулирования величины подъема впускных клапанов: системы Valvetronic (BMW), MultiAir (Fiat) и др. (в т.ч. оснащенные клапанами с электромагнитным или пневмогидроэлектрическим управлением). Для таких ДВС, не имеющих в конструкции дроссельной заслонки, создаваемое на режимах частичных нагрузок среднее эффективное давление по термодинамическому циклу будет выше за счет меньшего давления механических потерь. Соответственно, на частичных режимах (при доле использования мощности <1) эффективный удельный расход топлива будет меньшим.

Цель (задачи) исследования

Целью настоящего исследования является выделение из суммарных условных механических потерь мощности искрового ДВС составляющей, обусловленной насосными потерями на дросселирование воздушного потока в системе впуска, и установление зависимости среднего давления механических потерь по термодинамическому циклу двигателя от доли использования мощности. Это позволит разработать и предложить для применения в учебных и инженерных целях универсальные зависимости нагрузочно-скоростных характеристик эффективных показателей (развиваемой мощности и удельного расхода топлива) искровых двигателей внутреннего сгорания как оснащенных дроссельной заслонкой, так и не оснащенных (функционирующих по циклу Миллера).

Основной материал исследования

В ходе проведения моторных испытаний [14] в лаборатории двигателей внутреннего сгорания ГОУ ВПО «Донбасская национальная академия строительства и архитектуры» установлено, что усилие P_{BEC} сопротивления прокручиванию коленчатого вала ДВС модели УМЗ-4216, выбранного в качестве примера для выполнения настоящего исследования, в режиме проворачивания неработающего (при отсутствии подачи топлива) двигателя обкаточно-тормозным стендом, являющимся модернизированной версией стенда КИ-5543-ГОСНИТИ [15], при частоте вращения коленчатого вала 1480 мин$^{-1}$ составляет 7 укгс (условных килограмм-сил) при закрытой дроссельной заслонке и 5 укгс при открытой заслонке.

Момент сопротивления на валу ДВС определяется выражением [3]:

$$M_K = P_{BEC} \cdot L \cdot \eta_T \cdot g \ \text{(Нм)}, \qquad (1)$$

где L – расчетное плечо силоизмерительного механизма, м; η_T – КПД трансмиссии стенда; g – ускорение свободного падения, м/с^2.

В соответствии с приведенной зависимостью момент сопротивления на коленчатом валу ДВС M_K при закрытой дроссельной заслонке составляет 47,95 Нм, а при открытой – 34,25 Нм.

Среднее давление механических потерь при известной величине M_K определяется выражением:

$$p_m = 10^3 \cdot \frac{M_K \cdot \tau}{V_h} \ \text{(МПа)}, \qquad (2)$$

ISSN 2518-1653 (online). Интернет: vestnik.donntu.org

где V_h – рабочий объем двигателя, л; τ – тактность ДВС.

Соответственно, величина p_m дополнительно учитывает гидравлические потери на дросселирование воздушного потока в системе впуска.

Расчет среднего давления механических потерь выполняется по известной эмпирической зависимости [1]:

$$p_m = X + \frac{Y \cdot S \cdot n}{30000} \text{ (МПа)}, \qquad (3)$$

где X, Y – эмпирические коэффициенты, зависящие от конфигурации кривошипно-шатунного механизма и типа ДВС; S – ход поршня, мм; n – частота вращения ДВС, мин$^{-1}$.

Полученные по формуле (2) значения p_m составляют 0,0664 МПа (представим это число как параметр p_{m1}) и 0,0474 МПа (представим это число как параметр p_{m2}) соответственно для закрытой и открытой дроссельной заслонки.

Зависимость (3), при использовании коэффициентов для искровых двигателей с числом цилиндров до шести (X=0,034; Y=0,0113) [1] и отношением S/D≤1 (D – диаметр цилиндра, мм), позволяет получить среднее давление механических потерь 0,0853 МПа. Если же использовать коэффициенты для высокофорсированных двигателей с впрыском топлива и электронным управлением (X=0,024; Y=0,0053) [1], то среднее давление механических потерь составляет 0,0481 МПа. Соответственно, поскольку формула (3) характеризует среднее давление механических потерь применительно к номинальному режиму работы ДВС, то справедливо утверждать, что полученные по этой формуле значения среднего давления механических потерь p_m соответствуют режиму работы ДВС при полной нагрузке (полностью открытой дроссельной заслонке и полной подаче топлива).

Полученное по формуле (2) значение p_m=0,0474 МПа близко к значению p_m=0,0481 (разница 1,5 %), рассчитанному по формуле (3). Это подтверждает пригодность применения коэффициентов X=0,024 и Y=0,0053 для расчета среднего давления механических потерь в ДВС с электронным впрыском топлива.

Таким образом, эмпирическую формулу (3) для расчета величины среднего давления механических потерь на любом режиме работы двигателя справедливо представить следующим образом:

$$p_m = K_Д \cdot \left(X + \frac{Y \cdot S \cdot n}{30000} \right), \qquad (4)$$

где $K_Д$ – конструкционный коэффициент ДВС, обуславливающий долю величины механических потерь, приходящуюся на дросселирование потока воздуха на впуске; при полностью открытой дроссельной заслонке $K_Д$=1, а при полностью закрытой $K_Д$=1,4 ($K_Д$=p_{m1}/p_{m2}).

Такой подход позволяет с приемлемой для инженерных расчетов точностью определять величину p_m при различной степени дросселирования ДВС.

Степень дросселирования ДВС определяет долю использования его развиваемой эффективной мощности, для оценки которой применяется, в частности, коэффициент использования мощности k (отношение текущей мощности при частоте вращения коленчатого вала n к мощности при полной подаче топлива, соответствующей этой же частоте n) [4]. Рекомендуемая связь коэффициента использования мощности k с коэффициентом $K_Д$ для ДВС, имеющих дроссельную заслонку:

$$K_Д = 1{,}4 - 0{,}4 \cdot k; \; [1 \le K_Д \le 1{,}4; \; 0 \le k \le 1]. \qquad (5)$$

Известно [4], что для получения функции частичных скоростных характеристик (ЧСХ) ДВС в расчетах могут быть применены следующие универсальные эмпирические зависимости:

– эффективная мощность

$$N_e = f(n,k) = k \cdot N_{e_{\max}} \times \left[a\left(\frac{n}{n_N}\right) + b\left(\frac{n}{n_N}\right)^2 + c\left(\frac{n}{n_N}\right)^3 \right], \qquad (6)$$

где $N_{e\max}$ – номинальная эффективная мощность ДВС; a, b, c – коэффициенты для учета влияния нагрузочного режима ДВС на величину эффективной мощности; n_N – номинальная частота вращения ДВС;

– для эффективного удельного расхода топлива

$$g_e = f(n,k) = g_{eN}(a_v - b_v \cdot k + c_v \cdot k^2) \times \left[\beta_0 + \beta_1 \cdot \frac{n}{n_N} + \beta_2 \cdot \left(\frac{n}{n_N}\right)^2 \right], \qquad (7)$$

где g_{eN} – эффективный удельный расход топлива на номинальном режиме работы ДВС; a_v, b_v, c_v – коэффициенты для учета влияния нагрузочного режима ДВС на удельный расход топлива (для искровых ДВС, содержащих в конструкции системы впуска дроссельную заслонку, a_v=2,75, b_v=4,61, c_v=2,89 [1]); β_0, β_1, β_2 – коэффициенты для учета влияния скоростного режима ДВС на

ISSN 2518-1653 (online). Интернет: vestnik.donntu.org

удельный расход топлива (для искровых ДВС, содержащих в конструкции системы впуска дроссельную заслонку, β_0=1,2, β_1=–1,2, β_2=1 [1]).

С целью оценки влияния коэффициента использования мощности (обуславливающего потери мощности на насосные потери в двигателях, оснащенных дроссельной заслонкой) на эффективный удельный расход топлива ДВС в режиме частичных нагрузок, в работе выполнен численный эксперимент.

В табл. 1 сведены данные по развиваемой эффективной мощности N_e, среднему эффективному p_e, индикаторному p_i, а также давлению механических потерь p_m ДВС для различных нагрузочно-скоростных режимов. Значения N_e получены по формуле (6), p_m – по (4), p_e и p_i – по известным зависимостям, приведенным ниже [1]:

$$p_e = \frac{30 \cdot \tau \cdot N_e}{n \cdot V_h} \text{ (МПа)}, \quad (8)$$

$$p_i = p_m + p_e. \quad (9)$$

В ходе расчетов приняты значения для выбранного в качестве примера ДВС модели УМЗ-4216: $N_{e\max}$=73,5 кВт; n_N=4000 мин$^{-1}$; a=b=1, c= –1; V_h=2,89 л; X=0,024, Y=0,0053; S=92 мм.

В табл. 2 сведены результаты расчета соответствующих значений эффективного удельного расхода топлива g_e (г/кВт·ч) при работе на различных нагрузочно-скоростных режимах ДВС как оснащенных дроссельной заслонкой (g_e), так и работающих по циклу Миллера (g_{eM}).

Для определения g_{eM} предложена зависимость (10), которая пропорционально связывает эффективный удельный расход топлива ДВС, работающего по циклу Миллера, с его средним давлением механических потерь (за счет понижения составляющей, обусловленной насосными потерями в системе впуска ввиду отсутствия дроссельной заслонки).

$$g_{eM} = g_e \cdot \left[\frac{p_e + p_m}{p_e + p_m \cdot K_Д} \right] \text{ (г/кВтч)}. \quad (10)$$

Таким образом, приведенная формула содержит множитель (в квадратных скобках), позволяющий выполнять учет влияния коэффициента дросселирования на эффективный удельный расход топлива.

Соответственно, отношение, находящееся в квадратных скобках формулы (10), определяет относительное снижение эффективного удельного расхода ДВС, работающего по циклу Миллера при его частичном нагружении, относительно ДВС, оснащенного дроссельной заслонкой.

Табл. 1. Результаты расчета среднего эффективного давления в цилиндре, среднего индикаторного давления в цилиндре и среднего давления механических потерь ДВС, оснащенного дроссельной заслонкой в системе впуска

Параметр		Единица измерения	Относительная (к номинальной) частота вращения коленчатого вала ДВС, n/n_N					
			0,250	0,375	0,500	0,625	0,750	0,875
k=1,0	N_e	кВт	21,8	34,0	45,9	56,7	65,5	71,3
	p_m	МПа	0,040	0,048	0,057	0,065	0,073	0,081
	p_e		0,906	0,942	0,954	0,942	0,906	0,846
	p_i		0,946	0,990	1,010	1,006	0,979	0,927
k=0,8	N_e	кВт	17,5	27,2	36,8	45,4	52,4	57,1
	p_m	МПа	0,043	0,052	0,061	0,070	0,079	0,087
	p_e		0,725	0,753	0,763	0,753	0,725	0,677
	p_i		0,768	0,806	0,824	0,823	0,803	0,764
k=0,6	N_e	кВт	13,1	20,4	27,6	34,0	39,3	42,8
	p_m	МПа	0,047	0,056	0,066	0,075	0,084	0,094
	p_e		0,544	0,565	0,572	0,565	0,544	0,508
	p_i		0,590	0,621	0,638	0,640	0,628	0,602
k=0,4	N_e	кВт	8,73	13,6	18,4	22,7	26,2	28,5
	p_m	МПа	0,050	0,060	0,070	0,080	0,090	0,100
	p_e		0,362	0,377	0,381	0,377	0,362	0,339
	p_i		0,412	0,437	0,452	0,457	0,453	0,439
k=0,2	N_e	кВт	4,36	6,80	9,19	11,3	13,1	14,3
	p_m	МПа	0,053	0,064	0,075	0,085	0,096	0,107
	p_e		0,181	0,188	0,191	0,188	0,181	0,169
	p_i		0,234	0,252	0,265	0,274	0,277	0,276

ISSN 2518-1653 (online). Интернет: vestnik.donntu.org

Табл. 2. Результаты расчета эффективного удельного расхода топлива для ДВС, работающего по циклу Миллера, и ДВС, оснащенного дроссельной заслонкой, при их работе на различных нагрузочно-скоростных режимах

Параметр		Относительная (к номинальной) частота вращения коленчатого вала ДВС, n/n_N							
		0,250	0,375	0,500	0,625	0,750	0,875	1,000	1,125
k=1,0	g_e	385	356	340	336	345	366	400	446
	g_{eM}	385	356	340	336	345	366	400	446
k=0,8	g_e	344	318	303	300	308	327	357	398
	g_{eM}	342	316	302	298	306	324	353	393
k=0,6	g_e	390	361	345	341	350	371	405	452
	g_{eM}	386	357	340	335	343	363	395	438
k=0,4	g_e	525	486	464	459	470	499	545	609
	g_{eM}	513	473	450	443	452	477	517	571
k=0,2	g_e	748	692	660	653	670	711	777	867
	g_{eM}	707	650	615	604	614	645	695	763

Результаты определения зависимости эффективного удельного расхода топлива от коэффициента использования мосщности и частоты вращения коленчатого вала в графическом виде приведены на рис. 1.

Для анализа полученных результатов с целью разработки рекомендаций относительно математического описания нагрузочно-скоростных характеристик эффективного удельного расхода топлива двигателя, работающего по циклу Миллера, на основании данных табл. 2 составлены табл. 3 и 4.

Относительные величины, приведенные в табл. 4, являются отношениями эффективного удельного расхода топлива, рассчитанного по формуле (7), к его значению при полной нагрузке двигателя (k=1) и при относительной частоте вращения коленчатого вала n/n_N.

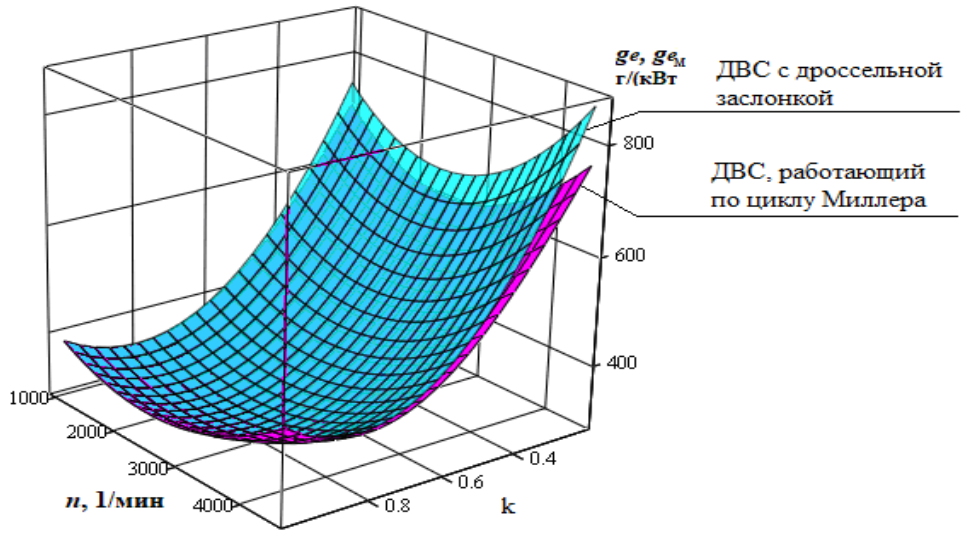


Рис. 1. Зависимость эффективного удельного расхода топлива искровых ДВС с различными способами регулирования нагрузки от коэффициента использования мощности и частоты вращения коленчатого вала

Табл. 3. Относительное изменение эффективного удельного расхода топлива в зависимости от коэффициента использования мощности для ДВС, функционирующих по циклу Миллера

Коэффициент использования мощности	Относительная (к номинальной) частота вращения коленчатого вала ДВС, n/n_N							Среднее значение по строке
	1,000	0,875	0,750	0,625	0,500	0,375	0,250	
k=1,0	1,00	1,00	1,00	1,00	1,00	1,00	1,00	1,00
k=0,8	0,88	0,89	0,89	0,89	0,89	0,89	0,89	0,89
k=0,6	0,99	0,99	1,00	1,00	1,00	1,00	1,00	1,00
k=0,4	1,29	1,30	1,31	1,32	1,32	1,33	1,33	1,32
k=0,2	1,74	1,76	1,78	1,80	1,81	1,82	1,84	1,79

ISSN 2518-1653 (online). Интернет: vestnik.donntu.org

Табл. 4. Относительное изменение эффективного удельного расхода топлива в зависимости от коэффициента использования мощности для ДВС, оснащенных дроссельной заслонкой

Коэффициент использования мощности	Относительная (к номинальной) частота вращения коленчатого вала ДВС, n/n_N						
	1,000	0,875	0,750	0,625	0,500	0,375	0,250
k=1,0	1,000	1,000	1,000	1,000	1,000	1,000	1,000
k=0,8	0,892	0,892	0,892	0,892	0,892	0,892	0,892
k=0,6	1,014	1,014	1,014	1,014	1,014	1,014	1,014
k=0,4	1,364	1,364	1,364	1,364	1,364	1,364	1,364
k=0,2	1,942	1,942	1,942	1,942	1,942	1,942	1,942

Табл. 5. Значения коэффициентов функции эффективного удельного расхода топлива ДВС

Тип двигателя	a_v	b_v	c_v
Искровой	2,75	4,61	2,86
То же с циклом Миллера	2,50	3,98	2,48
С самовоспламенением	1,70	2,62	1,92

При этом относительные величины табл. 3 получены аналогично, но с тем отличием, что значения удельного эффективного расхода топлива были уточнены с помощью предложенной формулы (10).

С целью аппроксимации данных по эффективному удельному расходу топлива ДВС, работающего по циклу Миллера (см. табл. 3), с помощью функции (7) было выполнено усреднение полученных значений – результаты приведены в правом столбце табл. 3. Это позволило для аппроксимирующей функции (7) уточнить значения коэффициентов a_v, b_v и c_v. Соответствующие значения приведены в табл. 5 среди других известных [1] рекомендаций для математического описания эффективного удельного расхода топлива ДВС разных конструкций при их работе на различных нагрузочно-скоростных режимах.

Выводы

В исследовании из суммарных условных механических потерь мощности искрового ДВС экспериментальным путем выделена составляющая, обусловленная насосными потерями мощности на дросселирование воздушного потока в системе впуска, а также предложены расчетные зависимости, позволяющие определить данную долю механических потерь. Для расчета среднего по термодинамическому циклу условного давления механических потерь с учетом потерь мощности на дросселирование предложен поправочный коэффициент $K_Д$. Кроме того, получены коэффициенты традиционной функции эффективного удельного расхода топлива на внешних и частичных нагрузочно-скоростных режимах работы искровых ДВС, функционирующих по циклу Миллера.

Список литературы

1. Колчин, А.И. Расчет автомобильных и тракторных двигателей: учеб. пособие для вузов / А.И. Колчин, В.П. Демидов. – М.: Высш. школа, 2002. – 496 с.
2. Путинцев, С.В. Механические потери в поршневых двигателях: специальные главы конструирования, расчета и испытаний: учебное пособие. – М.: МГТУ им. Н.Э. Баумана, 2011. – 274 с.
3. ГОСТ 14846-81. Двигатели автомобильные. Методы стендовых испытаний. М.: Издательство стандартов. 2003. – 42 с.
4. Литвинов, А.С. Автомобиль: Теория эксплуатационных свойств: учебник для вузов / А.С. Литвинов, Я.Е. Фаробин. – М.: Машиностроение, 1989. – 240 с.
5. Сканматик [Электронный ресурс]. – Режим доступа: https://scanmatik.ru/catalog/scanmatik-2pro/set-scanmatik-2pro-basic/
6. Пришвин, С.А. Определение механических потерь в двигателе методом сравнения индикаторной и эффективной мощности // Вестник Московского автомобильно-дорожного института (государственного технического университета). – 2016. – №2. – С. 42.
7. Рабинович, Э.Х. Измерение момента инерции автомобильной автоматической трансмиссии методом выбега / Э.Х. Рабинович, В.П. Волков, Ю.В. Зыбцев // Український метрологічний журнал. – 2013. – №2. – С. 28-33.
8. Щукина, В.Н. Анализ методов определения механических потерь для их последующего применения в процессе эксплуатации // Вестник Федерального государственного образовательного учреждения высшего профессионального образования «Московский государственный агроинженерный университет имени В.П. Горячкина». – 2016. – №5(75). – С. 18-22.
9. Application of Willans line method for internal combustion engines scalability towards the design and optimization of eco-innovation solutions / M. Sorrentino [et al.] // SAE Technical Paper 2015-24-2397, 2015. – P. 125-147.
10. Fast on-line identification of instantaneous me-

ISSN 2518-1653 (online). Интернет: vestnik.donntu.org

chanical losses in internal combustion engines / F. Cruz-Peragón [et al.] // Mechanical Systems and Signal Processing. – 2010. – No.1. Vol.24. – P. 267-280.
11. Evaluation of methodology for determination of mechanical efficiency of spark ignition engine / D. Levickis [et al.] // 18th International Scientific Conference «Engineering for Rural Development», Jelgava, 22-24.05.2019. – P. 814-821.
12. Якунин, Р.В. Методические основы оптимизации профиля юбки поршня ДВС с целью снижения механических потерь: дис. ... канд. техн. наук: 05.04.02 / Руслан Владимирович Якунин. – Москва, 2019. – 127 с.
13. BMW: Двигатели N40. N42. N43. N45. N46. N51. N52. N53. N54. – М.: Легион-Автодата, 2013. – 308 с.
14. Савенков, Н.В. Определение расхода воздуха бензинового ДВС на неустановившихся режимах работы // Вестник гражданских инженеров. – 2016. – №2. – С. 220-224.
15. Горожанкин, С.А. Применение асинхронной электрической машины в качестве тормозного устройства при определении показателей автомобильного ДВС на неустановившихся режимах работы / С.А. Горожанкин, Н.В. Савенков, В.Г. Скрипкарь // Автотранспортное предприятие. – 2016. – №9. – С. 49-52.

O.A. Aksyonenko, N.V. Savenkov /Cand. Sci. (Eng.)/, A.V. Chukharkin
Donbas National Academy of Civil Engineering and Architecture (Makeyevka)

INVESTIGATION OF POWER LOSS ON AIRFLOW THROTTLING IN THE INTERNAL COMBUSTION ENGINE INTAKE SYSTEM

Background. *The concept of "mechanical loss" in the theory of internal combustion engines includes, besides directly mechanical friction loss in the interfaces, also pump damages and losses on the drive of auxiliary units. As a rule, mechanical losses are determined in total without dividing them into separate components. However, in some cases, it is necessary to take into account the influence of a specific element of mechanical loss, for example, the impact of the throttle opening angle on the amount of pumping loss when the engine is running at partial loads.*
Materials and/or methods. *Based on an experimental study on the internal combustion engine UMP-4216, approximate dependences of the value of mechanical loss at different degrees of throttling of the internal combustion engine were determined.*
Results. *Based on the obtained model, an assessment of the effect of hydraulic loss on the throttling of the airflow in the intake system of the internal combustion engine on the value of its adequate specific fuel consumption in the partial load mode was made, which allowed determining the amount of reduction in the proper specific fuel consumption of the engine due to a decrease in mechanical loss in the absence of a throttle.*
Conclusion. *Thus, the paper offers a mathematical model for determining the adequate specific fuel consumption of gasoline engines operating with throttle-free regulation in partial load mode. The results obtained in this work focused on a preliminary analysis of the relative fuel efficiency of the internal combustion engine with various ways of quantitative control of the fuel-air mixture entering the cylinders.*

Keywords: *average mechanical loss pressure, throttling, Miller cycle, sufficient power, adequate specific fuel consumption.*

Сведения об авторах

О.А. Аксененко
Телефон: +380 (71) 335-93-67
Эл. почта: aksyonenko.o.a-aah-22a@donnasa.ru

Н.В. Савенков
SPIN-код: 8826-7511
ORCID iD: 0000-0003-3803-9528
Телефон: +380 (71) 370-67-51
Эл. почта: n.v.savenkov@donnasa.ru

А.В. Чухаркин
SPIN-код: 8259-9944
Телефон: +380 (71) 331-78-60
Эл. почта: a.v.chukharkin@donnasa.ru

Статья поступила 14.05.2020 г.
© О.А. Аксененко, Н.В. Савенков, А.В. Чухаркин, 2020
Рецензент д.т.н., проф. А.П. Кононенко

УДК 621.316.9

И.А. Бершадский /д.т.н./, В.В. Якимишина /к.т.н./, Е.Я. Наглюк
ГОУ ВПО «Донецкий национальный технический университет» (Донецк)

ВЛИЯНИЕ НЕСИНУСОИДАЛЬНОСТИ И НЕСИММЕТРИИ В ЧЕТЫРЕХПРОВОДНОЙ СЕТИ НЕПРОМЫШЛЕННЫХ ПОТРЕБИТЕЛЕЙ НА СНИЖЕНИЕ ПРОПУСКНОЙ СПОСОБНОСТИ КАБЕЛЕЙ

Приведены результаты расчетов длительно допустимого тока четырехжильного кабеля на основной частоте с учетом токов высших гармоник и расчет величины тока в нулевой жиле при несимметрии нагрузки. Даны рекомендации по корректировке пропускной способности этих кабелей на основании их теплового состояния.

Ключевые слова: *несинусоидальность, несимметрия, нагрузка, электроприемники, спектр гармоник.*

Постановка проблемы

С развитием научно-технического прогресса и появлением большего количества электроприемников на душу населения возрастает электрическая нагрузка непромышленных потребителей – жилых и административных зданий. Сопутствующие изменения также влияют на качество электроэнергии, приводят к ухудшению номинальных показателей [1].

Основными источниками помех в сети являются силовые (механизмы лифтов, насосы водоснабжения в случае использования энергосберегающего электропривода), бытовые (компьютерная техника, пылесосы, стиральные машины и пр.) электроприборы, медицинское оборудование (магнитно-резонансный томограф, компьютерный томограф), а также некоторые виды осветительных ламп (например, компактные люминесцентные) [2,3].

Как правило, симметричный режим работы электроприемников возможен только при одинаковой нагрузке во всех трех фазах, что зачастую в современных условиях фактически невозможно выполнить. То есть в нынешних сетях превалирует несимметричный режим [4,5].

Такие особенности характера электропотребителей могут привести к значительной перегрузке тока нулевого провода и даже к его повреждению. При этом по нулевой жиле силового кабеля протекают токи, обусловленные отсутствием фазового сдвига у высших гармоник, кратных трем, и основной частоты, а также за счет несимметричной загрузки фаз. В отдельных случаях действующее значение тока в нулевом проводнике может превышать фазный ток в 1,5…2 раза [5,6].

Основная масса кабельных линий сетей низкого напряжения была спроектирована более 20 лет назад, и сечение нулевого проводника принималось меньше сечения фазного. Старые системы электроснабжения предусматривали лишь только линейную симметричную нагрузку, когда ток в нулевом проводе не превосходил ток в наиболее загруженной фазе, т.е. защита на фазных проводниках одновременно защищала от перегрева и нулевой рабочий проводник. Причем защита от токовых перегрузок в цепях нулевых проводников трехфазной сети не предусмотрена и запрещена [7].

В то же время перегрузка нулевой жилы кабеля токами высших гармонических составляющих приводит к дополнительному увеличению температуры выше регламентируемой по ГОСТ 53769-2010 (70 °С). Это ускоряет старение изоляции кабеля и, следовательно, уменьшает срок его службы.

Анализ последних исследований и публикаций

Основные факторы, определяющие изменение тока нулевого провода в четырехпроводной системе электроснабжения непромышленных потребителей при переменном характере несинусоидальной и несимметричной нагрузки, выявлены и описаны в [6]: несинусоидальность тока нулевого провода; несимметрия токов фаз по нулевой последовательности; параметры нагрузки; параметры распределительной сети; напряжение нагрузки (уровень напряжения).

С увеличением числа электроприемников с нелинейной вольт-амперной характеристикой возрастает количество источников высших гармоник тока. Поэтому необходимо внедрять при проектировании и эксплуатации электрических

ISSN 2518-1653 (online). Интернет: vestnik.donntu.org

сетей методы и способы оценки влияния высших гармоник тока на оборудование распределительной сети, чтобы избежать проблем в системах электроснабжения в будущем [1]. Такие меры стоит принимать для реальных, а не табличных эксплуатационных показателей длительно допустимого тока проводников. Согласно [7], это такой ток, который, проходя по проводнику в течение длительного времени, нагревает его до допустимой (номинальной) температуры.

Также при проектировании следует учитывать величину тока в нулевом проводе при неравномерной нагрузке в трехфазной сети [8].

В связи с изменением длительно допустимого тока под влиянием гармонических составляющих и дополнительным термическим эффектом [9], возникающим от протекания тока в нулевой жиле, эксплуатационная величина этого тока может значительно отличаться от табличной. Тепловые режимы токов нагрузки установочных электропроводок различных конструкций рассмотрены в работе [9], но моделирование процесса нагрева четырехжильных кабелей с нулевой жилой в ней не рассматривалось.

Цель (задачи) исследования

Целью данной работы является исследование характера влияния несинусоидальности и несимметрии электрических параметров на эксплуатационные характеристики четырехпроводной электрической сети непромышленных потребителей в контексте совершенствования методов ее расчета.

Основной материал исследования

Множество проведенных исследований показали, что большинство компактных люминесцентных ламп (КЛЛ) (табл.1, строка 1), в отличие от ламп накаливания, обладают широким спектром гармонических составляющих (рис. 1). Электроприемники, имеющие в своем составе выпрямитель с мощным емкостным фильтром или преобразователи с бестрансформаторным входом, называемые мониторами тока, также являются источником помех (табл.1, строка 2).

В табл. 2 (строки 1, 2) представлены спектры гармоник тока магнитно-резонансного и компьютерного томографа (МРТ и КТ), полученные в ходе экспериментов [1].

Несинусоидальность негативно сказывается на пропускной способности сети, увеличивает потери напряжения. Для электроприемников это весомый фактор сокращения срока службы, а для техники, которая особо чувствительна к помехам (микроэлектроника, микропроцессоры), является условием дополнительного риска отказа оборудования.

Для определения длительно допустимого тока на основной частоте необходимо учитывать токи высших гармоник. Расчет позволит получить значение, при котором изоляция проводника не будет перегреваться.

Построение математической модели кабеля для изучения тепловых процессов в нем под влиянием токов высших гармоник, определяющих пропускную способность, требует знания конструкции кабеля, включая как геометрические размеры, так и тепловые характеристики каждого из элементов.

Табл. 1. Спектры гармонических составляющих компактных люминесцентных ламп и монитора тока

n	1	3	5	7	9	11	13	15	17	19
I_n, %	100	60	40	45	37	36	32	22	20	13
	100	92	80	62	12	38	11	2	6	9

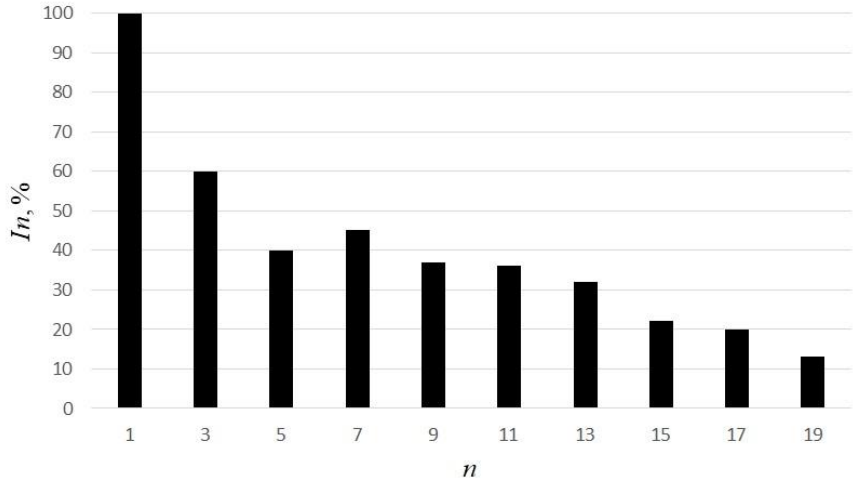


Рис. 1. Спектр гармонических составляющих тока компактных люминесцентных ламп

ISSN 2518-1653 (online). Интернет: vestnik.donntu.org

Табл. 2. Спектры гармонических составляющих магнитно-резонансного томографа и компактных люминесцентных ламп

n	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15
I_n, %	66	1	100	6	3	2	4	1	6	1	1	1	2	1	1
	100	52	3	32	38	28	9	2	2	6	8	7	3	2	1

Известно, что тепловыми потерями в защитных металлических оболочках при расчете температуры изоляции пренебрегают в силу того, что в кабелях распределительной сети потери не превышают 1…3 % от потерь активной мощности в жиле. В кабелях 380 В можно пренебречь также выделением теплоты в изоляции за счет диэлектрических потерь, которые малы при напряжении до 35 кВ. При расчете температуры изоляции и длительно допустимой токовой нагрузки кабеля передачей тепла излучением также пренебрегают [1].

Одним из вариантов учета на этапе проектирования и эксплуатации высших гармоник тока, генерируемых нелинейными электроприемниками, является введение поправочного коэффициента для допустимых длительных токов, который учитывал бы дополнительные потери активной мощности от их воздействия. В работе рассмотрен наиболее простой метод расчета – аналитический, а также проводится проверка допустимой температуры нагрева жилы кабеля с использованием моделирования картины теплового поля в программной среде Comsol Multiphysics.

Задача решается на примере кабелей АВВГ-п 4х2,5 мм^2 и АВВГ-п 3х4+1х2,5 мм^2 с различными сечениями фазной и нулевой жил. Этот же подход может применяться к расчету подобных объектов.

Рассмотрим вычисление поправочного коэффициента для кабеля АВВГ-п 4х2,5 мм^2. Активное сопротивление жил кабеля $R_1 = R_1^{нул} =$ =0,0126 Ом·м$^{-1}$, табличное значение длительно допустимого тока $I_{дл.доп}^{таб}$=21 А.

Спектр высших гармоник в долях основной частоты принимаем как осредненные по фазам получасовые значения в режиме максимума нагрузки (табл. 3). Это связано с тем, что недельный график мощности характеризуется периодичностью с началом и окончанием рабочего дня. Рассматриваются три фидера распределительных щитков административного здания, в которых установлены источники несинусоидальности – компьютеры, люминесцентные лампы, оргтехника.

Кабель АВВГ-п 4х2,5 мм^2 подсоединен к фидеру и питает нелинейных потребителей. Если по кабелю протекает ток основной частоты, равный 16,46 А, то кроме него в фазной жиле протекают токи высших гармоник, которые можно рассчитать, зная спектр токов (табл. 3). Полученные результаты сведены в табл. 4.

Активное сопротивление жилы тока на n-й гармонике (R_n) для n≥3 определяется по формуле (1) [1] (табл. 5):

$$R_n = R_1(0{,}0187 + 0{,}532\sqrt{n}), \qquad (1)$$

где n – номер гармоники; R_1 – сопротивление жилы токам на основной частоте, Ом.

Табл. 3. Значения токов высших гармоник административного здания в режиме наибольшей нагрузки в долях от тока основной частоты

Номер гармоники	Здание №1	Здание №2 (максимальное значение)	Здание №3
1	1	1	1
3	0,131	0,293	0,238
5	0,136	0,139	0,138
7	0,065	0,102	0,087
9	0,079	0,152	0,105
11	0,026	0,095	0,049
13	0,038	0,038	0,082
15	0,021	0,033	0,039
17	0,037	0,046	0,035
19	0,015	0,022	0,021
21	0,007	0,014	0,008

Табл. 4. Значение токов высших гармоник в фазной жиле

n	1	3	5	7	9	11	13	15	17	19	21	$I_д^{фазн}$, А
Значение тока, А	16,46	4,82	2,29	1,7	2,5	1,56	0,63	0,54	0,76	0,36	0,23	18,1

Табл. 5. Активное сопротивление жилы тока на n-й гармонике R_n для n≥3

n	1	3	5	7	9	11	13	15	17	19	21
R_n, Ом	0,0126	0,014	0,0173	0,02	0,0225	0,0246	0,0265	0,0283	0,03	0,0316	0,0331

ISSN 2518-1653 (online). Интернет: vestnik.donntu.org

Общие потери активной мощности $P_{\Sigma}^{фазн}$ в фазной жиле можно определить по формуле:

$$P_{\Sigma}^{фазн} = P_1^{фазн} + \sum_{n=2}^{40} P_n^{фазн} = I_1^2 \cdot R_1 + \sum_{n=2}^{40} I_1^2 \cdot R_n =$$

$$= I_1^2 \cdot R_1 + \sum_{n=2}^{40} I_1^2 \cdot R_n = I_1^2 \cdot R_1 + \sum_{n=2}^{40} (K_{In} \cdot I_1) \cdot R_1 \cdot (0{,}187 +$$

$$+ 0{,}532 \cdot \sqrt{n}) = I_1^2 \cdot R_1 \left(1 + \sum_{n=2}^{40} (K_{In})^2 \cdot A_n\right), \quad (2)$$

где $A_n = 0{,}0187 + 0{,}532\sqrt{n}$; K_{In} – отношение тока основной частоты к току высшей гармоники; I_n – среднеквадратичное значение тока n-й гармоники.

Потери мощности, выделившиеся в одной фазе жилы, равны:

$$P_{\Sigma}^{фазн} = 16{,}46^2 \cdot 0{,}0126 + 4{,}82^2 \cdot 0{,}014 + \ldots$$
$$\ldots + 0{,}23^2 \cdot 0{,}0331 = 4{,}13 \text{ Вт}. \quad (3)$$

Действующее значение тока в фазной жиле

$$I_{д}^{фазн} = \sqrt{\frac{P_{\Sigma}^{фазн}}{R_1}} = \sqrt{\frac{4{,}13}{0{,}0126}} = 18{,}1 \text{ А}. \quad (4)$$

Полученное действующее значение равно допустимому длительному току для кабеля сечением 2,5 мм^2.

По нулевому проводу протекают токи высших гармоник, которые кратны трем. Значения токов высших гармоник и активное сопротивление жилы тока на n=6k–3 гармонике $R_n^{нул}$ сведены в табл. 6, 7.

По нулевому проводнику протекают токи высших гармоник n=6k–3 и постоянная составляющая тока, которая редко встречается и ею можно пренебречь. Значения этих токов в 3 раза больше величины токов высших гармоник в фазных жилах. Потери мощности, выделившиеся в нулевой жиле, равны в соответствии с формулой:

$$P_{\Sigma}^{нул} = 9 \sum_{\substack{n=6k-3 \\ n=3,9,15\ldots}}^{40} I_n^2 \cdot R_n^{нул}. \quad (5)$$

$$P_{\Sigma}^{нул} = 14{,}47^2 \cdot 0{,}014 + 7{,}51^2 \cdot 0{,}0225 + \ldots$$
$$\ldots + 0{,}69^2 \cdot 0{,}0331 = 4{,}28 \text{ Вт}. \quad (6)$$

Тогда

$$P_{\Sigma}^{нул} = 9 \cdot \sum_{\substack{n=6k-3 \\ n=3,9,15\ldots}}^{40} (K_{In} \cdot I_1)^2 \cdot R_1^{нул} \cdot A_n =$$

$$= 9 \cdot I_1^2 \cdot R_1^{нул} \cdot \sum_{\substack{n=6k-3 \\ n=3,9,15\ldots}}^{40} (K_{In})^2 \cdot A_n, \quad (7)$$

где $R_1^{нул}$ – активное сопротивление нулевой жилы на основной частоте.

Действующее значение тока в нулевой жиле

$$I_{д}^{нул} = \sqrt{\frac{P_{\Sigma}^{нул}}{R_1^{нул}}} = \sqrt{\frac{4{,}28}{0{,}0126}} = 18{,}43 \text{ А}. \quad (8)$$

При расчете потерь активной мощности на высших гармониках учитываются гармоники от 2 до 40. Значения токов высших гармонических составляющих выше 40-го порядка являются незначительными и ими можно пренебречь при отсутствии мощных источников искажения.

Определим сумму потерь активной мощности в нулевой и фазных жилах [1]:

$$P_{\Sigma} = 3 \cdot P_{\Sigma}^{фазн} + P_{\Sigma}^{нул} = 3 \cdot I_1^2 \cdot R_1 \times$$
$$\times \left(1 + \sum_{n=2}^{40} (K_{In})^2 \cdot A_n\right) + 9 \cdot I_1^2 \cdot R_1^{нул} \times$$
$$\times \sum_{\substack{n=6k-3 \\ n=3,9,15\ldots}}^{40} (K_{In})^2 \cdot A_n = 3 \cdot I_1^2 \cdot R_1 \times$$
$$\times \left(1 + \sum_{n=2}^{40} (K_{In})^2 \cdot A_n + 3 \cdot \frac{R_1^{нул}}{R_1} \cdot \sum_{\substack{n=6k-3 \\ n=3,9,15\ldots}}^{40} (K_{In})^2 \cdot A_n\right) =$$
$$= 3 \cdot I_1^2 \cdot R_1 \cdot K_{доп} = 3 \cdot I_{экв}^2 \cdot R_1, \quad (9)$$

где $I_{экв} = I_1 \cdot \sqrt{K_{доп}}$; $K_{доп}$ – коэффициент дополнительных потерь активной мощности из-за токов гармоник.

Отсюда видно, что потери активной мощности в кабеле отличаются на величину дополнительных потерь $K_{доп}$. Определим коэффициент добавочных потерь от токов высших гармоник $K_{доп}$:

$$K_{доп} = 1 + \sum_{n=2}^{40} (K_{In})^2 \cdot A_n +$$
$$+ 3 \cdot \frac{R_1^{нул}}{R_1} \cdot \sum_{\substack{n=6k-3 \\ n=3,9,15\ldots}}^{40} (K_{In})^2 \cdot A_n, \quad (10)$$

Табл. 6. Значение токов высших гармоник в нулевой жиле

n	3	9	15	21	$I_{д}^{нул}$, А
Значение тока, А	14,47	7,51	1,63	0,69	18,43

Табл. 7. Активное сопротивление нулевой жилы тока на n=6k–3 гармонике $R_n^{нул}$

n	3	9	15	21
$R_n^{нул}$, Ом	0,014	0,0225	0,0283	0,0331

ISSN 2518-1653 (online). Интернет: vestnik.donntu.org

Тогда значение коэффициента высших гармоник тока $K_{ВГ}$ и длительного допустимого тока с учетом поправок равно:

$$K_{ВГ} = \frac{1}{\sqrt{K_{доп}}} = \frac{1}{\sqrt{1{,}63}} = 0{,}784. \qquad (11)$$

Коэффициент $K_{ВГ}$ может использоваться только для нахождения тока основной частоты. Действующее значение несинусоидального тока превосходит значение тока основной частоты. Для него следует ввести коэффициент $K_{нел}$, который рассчитывается по формуле:

$$K_{нел} = \frac{I^{таб}_{дл.доп}}{I_д} = \frac{21}{18{,}1} = 1{,}16, \qquad (12)$$

где $I^{таб}_{дл.доп}$ – табличное значение длительного допустимого тока; $I_д$ – действующее значение фактического тока.

Значение длительного допустимого тока основной частоты с учетом поправок на токи высших гармоник

$$I^{ВГ}_{дл.доп} = I^{таб}_{дл.доп} \cdot K_{ВГ} = 21 \cdot 0{,}784 = 16{,}46 \text{ А}. \qquad (13)$$

Под влиянием высших гармоник тока значение длительно допустимого тока $I^{таб}_{дл.доп}$ уменьшается на $\Delta_{фазн}$ (табл. 8). Также при наличии гармонических составляющих в нулевом проводе протекает ток $I_{нул}$, который превышает фазный $I_{фазн}$ на $\Delta_{нул}$.

При значительной несимметрии ток нулевого провода может превышать фазные токи, что создает проблему перегрузки и его возможного повреждения. В связи с этим возникает необходимость знать точную величину тока в нулевом проводе расчетным путем. В ходе вычислений будет использоваться графический метод для наглядности, а расчетная часть выполняется с применением тригонометрических формул.

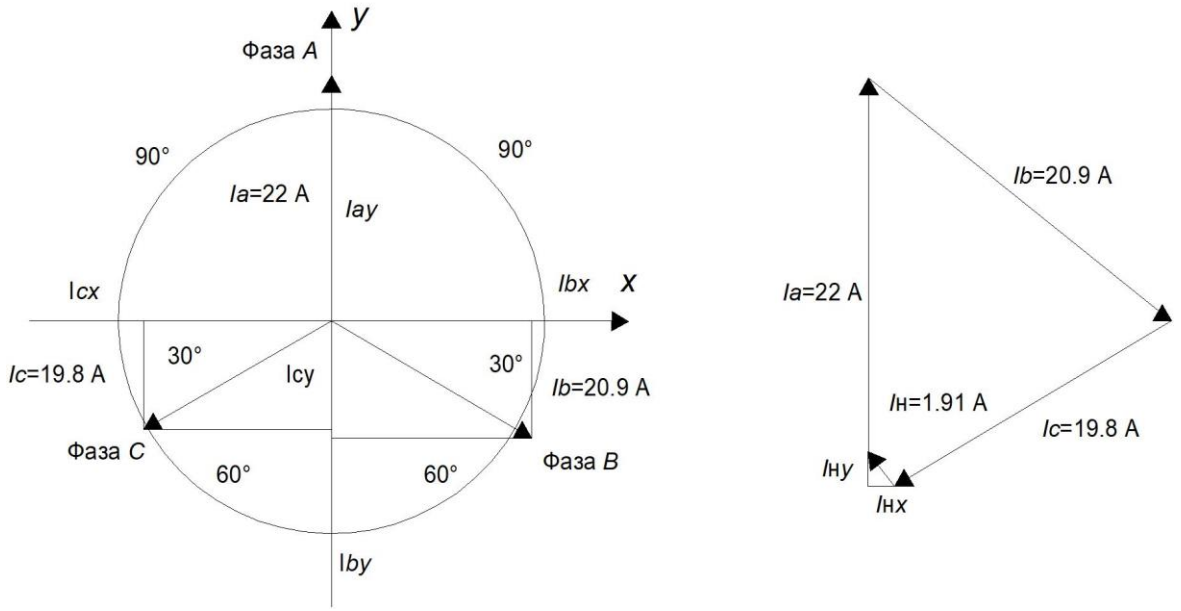
На векторной диаграмме изображены заданные векторы токов *A*, *B*, *C* (рис. 2а). Фаза *A* в качестве эксперимента имеет значение тока 22 А, фаза *B* – 5 %-ное отклонение от заданного значения, т.е. 20,9 А, а фаза *C* – 10 %-ное отклонение, т.е. 19,8 А.

На рис. 2а изображены проекции этих векторов на оси *x* и *y*, а на рис. 2б показано их сложение путем параллельного переноса. Вектор тока в нулевом проводе $I_н$ вычислен по теореме Пифагора с учетом проекций $I_{нх}$ и $I_{ну}$.

Для определения проекций фазных токов I_x оси *x* и I_y оси *y* приведем расчет на примере фазы *B*. Фазы *A*, *C* рассчитываются аналогично.

Табл. 8. Отклонение значений фазного и нулевого тока с учетом поправочного коэффициента

Марка кабеля	$I^{таб}_{дл.доп}$, А	$I^{фазн}_д$, А	$I^{нул}_д$, А	$\Delta_{фазн}$, %	$\Delta_{нул}$, %
АВВГ-п 4х2,5 мм^2	21	18,1	18,43	13,81	1,8
АВВГ-п 3х4+1×2,5 мм^2	29	20,17	23,43	30,4	16,1



а б

Рис. 2. Векторная диаграмма, поясняющая расчет тока в нулевом проводе при неравномерной активной трехфазной нагрузке:
а – векторы токов трехфазной сети; *б* – ток в нулевом проводе

ISSN 2518-1653 (online). Интернет: vestnik.donntu.org

Проекции I_{bx}, I_{by} – это проекции полного значения тока I_b. Для I_{by} следует учесть расположение в области отрицательных значений оси y:

$$I_{bx}=I_b\cdot\cos30°=20,9\cdot0,866=18,1, \quad (14)$$

$$I_{by}=I_b\cdot\cos60°=20,9\cdot0,5\cdot(-1)=-10,45. \quad (15)$$

Получив все значения проекций (табл. 9), сложим их по осям x и y:

$$I_{нx}=I_{ax}+I_{bx}+I_{cx}=0+18,1-17,15=0,95, \quad (16)$$

$$I_{ну}=I_{ay}+I_{by}+I_{cy}=22-10,45-9,9=1,65. \quad (17)$$

Полное значение тока в нулевом проводе

$$I_н=\sqrt{I_{нx}^2+I_{ну}^2}=\sqrt{0,95^2+1,65^2}=1,91\text{ А}. \quad (18)$$

Для расчета нагрева четырехжильных проводников при открытой прокладке был взят кабель АВВГ-п (рис. 3). Он состоит из трех фазных жил и одной нулевой жилы. Эксперименты, проведенные в программной среде Comsol Multiphysics, позволяют определить характер нагрева электрических проводников и зоны наиболее сложной теплоотдачи (рис. 4).

В эксперименте проводилось вычисление температур в точке между жилой и изоляцией при работе одной, двух, трех фаз с током в нулевой жиле $I_н=I_ф/2$ (рис. 5), а также с разными кратностями тока в нулевой жиле ($0,51I_ф$, $I_ф$, $1,51I_ф$, $2I_ф$) при одновременной работе трех фаз (рис. 6).

Для нормальной эксплуатации кабеля АВВГ-п 4×2,5 мм^2 не нужно уменьшать значения токов в трех работающих фазах $I_ф$ при кратности тока в нулевой жиле $0,5I_ф$, так как их температура не превышает 70 °С. Для обеспечения безаварийной работы при более высоких кратностях тока в нулевой жиле следует уменьшать фазный ток $I_ф$.

Так, при максимально допустимой загрузке фазных жил и токе в нулевой жиле $I_н=0,5I_ф$ установившаяся температура не превышает 70 °С, а при $I_н=I_ф$, $1,5I_ф$, $2I_ф$ прослеживается перегрев соответственно на 11, 32 и 63 °С. Поэтому требуется снижать величину $I_ф$, чтобы установившаяся температура нагрева находилась в пределах 68…69 °С.

Табл. 9. Значения проекций фаз токов *A*, *B*, *C*

	x	*y*	Ток, А
Фаза *A*	0	22	22
Фаза *B*	18,1	-10,45	20,9
Фаза *C*	-17,15	-9,9	19,8

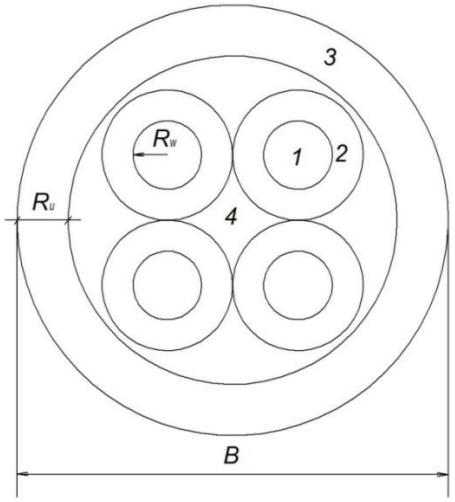


Рис. 3. Конструкция четырехжильного кабеля АВВГ-п

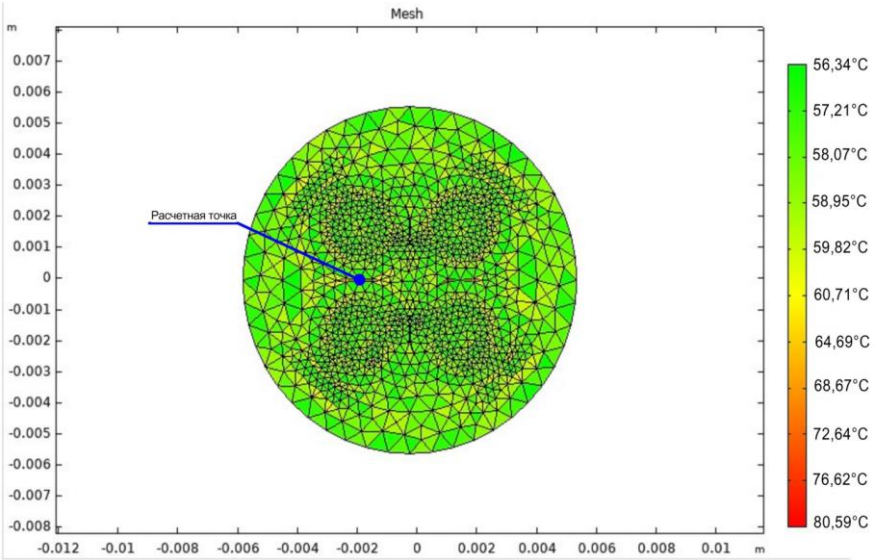


Рис. 4. Расчетная схема моделирования нагрева кабеля АВВГ-п 4х2,5 мм^2 в программной среде Comsol Multiphysics, $I_ф=I_н=21$ А

ISSN 2518-1653 (online). Интернет: vestnik.donntu.org

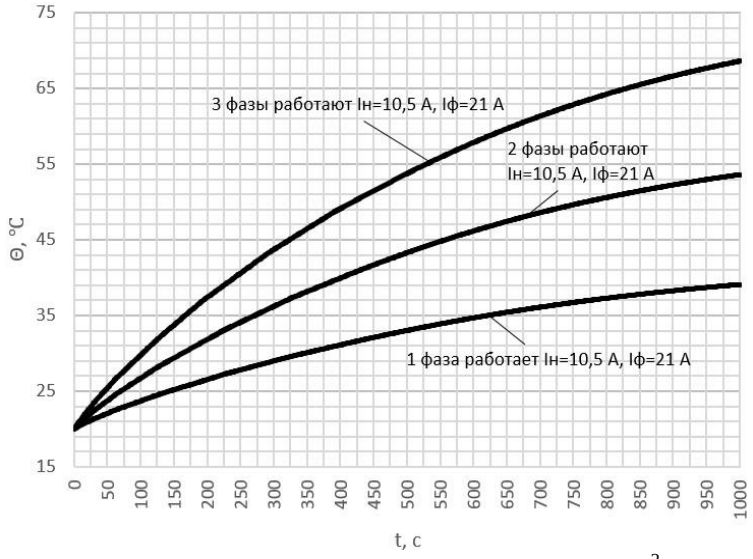


Рис. 5. Результаты моделирования динамики нагрева АВВГ-п 4х2,5 мм^2 при открытой прокладке на границе жила-изоляция и одновременной работе одной, двух, трех фаз, ток в нулевой жиле принят 0,5$I_ф$

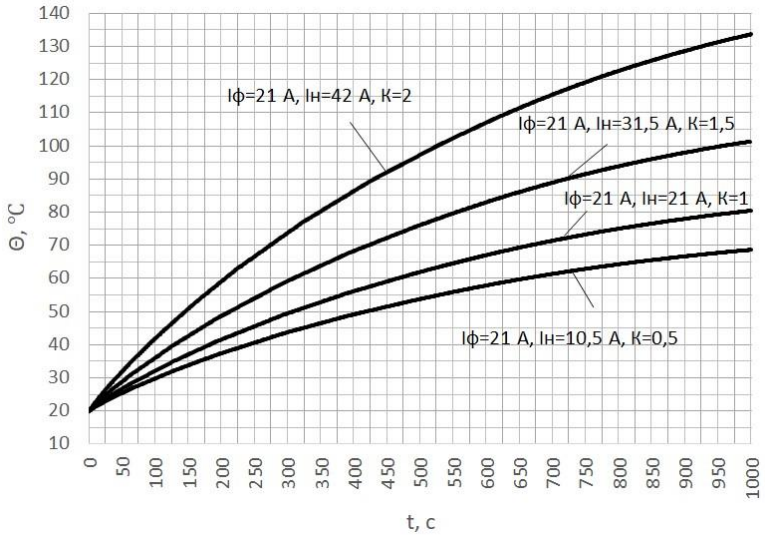


Рис. 6. Результаты моделирования динамики нагрева АВВГ-п 4х2,5 мм^2 при открытой прокладке на границе жила-изоляция с тремя работающими фазами и с кратностями протекающего тока в нулевой жиле 0,5$I_ф$, $I_ф$, 1,5$I_ф$, 2$I_ф$

Выводы

Для определения длительно допустимого тока на основной частоте необходимо учитывать токи высших гармоник и влияние тока, протекающего в нулевой жиле. Расчет позволил получить значение тока основной частоты при заданном гармоническом спектре помехогенерирующих нагрузок, при котором изоляция проводника не будет перегреваться. Он приведен на примере кабелей АВВГ-п 4х2,5 мм^2, АВВГ-п 3х4+1х2,5 мм^2. В итоге, значение длительно допустимого тока кабелей с учетом поправок на токи высших гармоник $I_{дл.доп}^{таб}$ уменьшается на 13,81 и 20,62 % соответственно. При наличии гармонических составляющих заданного спектра в нулевом проводе протекает ток $I_н$, который превышает фазный $I_ф$ на 1,8 и 1,75 % соответственно.

В экспериментальных целях для кабеля АВВГ-п 4х2,5 мм^2 были взяты несимметричные значения токов фаз A – 22 А, B – 20,9 А, C – 19,8 А. Т.е. при отклонениях двух токов фаз от номинального (фаза B – 5 %, фаза C – 10 %) в нулевом проводе протекает ток, равный 8,68 % от номинального тока фазы A.

У кабеля АВВГ-п сечением 2,5 мм^2 при максимально допустимой загрузке фазных жил и токе в нулевой жиле $I_н$=0,5$I_ф$ установившаяся температура не превышает 70 °С, а при $I_н$=$I_ф$, 1,5$I_ф$, 2$I_ф$ прослеживается перегрев на 11, 32 и 63 °С. Поэтому требуется снижать величину $I_ф$, чтобы установившаяся температура нагрева находилась в пределах 68…69 °С. Таким образом, допустимая температура нагрева кабеля зависит от значения тока в нулевой жиле $I_н$.

ISSN 2518-1653 (online). Интернет: vestnik.donntu.org

Список литературы

1. Симуткин, М.Г. Разработка методов оценки влияния нелинейных электроприемников на режимы работы оборудования распределительных сетей: дис. … канд. техн. наук: 05.14.02 / Симуткин Максим Геннадьевич. – Москва: Национальный исследовательский университет «МЭИ», 2014. – 150 с.
2. Дрехслер, Р. Измерение и оценка качества электроэнергии при несимметричной и нелинейной нагрузке. – М.: Энергоатомиздат, 1985. – 112 с.
3. Baggini, A.B. Handbook of Power Quality. – University of Bergamo, Italy: JohnWiley and Sons, Ltd., 2008. – 618 p.
4. An approach to life estimation of electrical plant components in the presence of harmonic distortion / P. Caramia [et al.] // Harmonics and Quality of Power: Proc. 9th International Conference, Orlando (Florida, USA), 2000. – P. 887-892.
5. Шидловский, А.К. Высшие гармоники в низковольтных сетях: монография / А.К. Шидловский, А.Ф. Жаркин. – Киев: Наукова думка, 2005. – 210 с.
6. Белицкий, А.А. Оптимизация режимов работы электромеханического комплекса предприятия по критерию минимума тока в нулевом проводе: дис. … канд. техн. наук: 05.09.03 / Белицкий Антон Арнольдович. – Санкт-Петербург: Санкт-Петербургский горный университет, 2017. – 123 с.
7. Правила устройства электроустановок. Изд. 7-е. – М.: Кнорус, 2015. – 491 с.
8. Расчет тока в нейтральном проводе при неравномерной активной трехфазной нагрузке [Электронный ресурс]. – Режим доступа: http://kd150kv.org/raschety.php#np
9. Бершадский, И.А. Расчет нестационарного нагрева электропроводки 0,4 кВ / И.А. Бершадский, А.В. Згарбул, Е.Я. Наглюк // Инновационные перспективы Донбасса, г. Донецк, 21-23 мая 2019 г. Т.2: Перспективы развития электротехнических, электромеханических и энергосберегающих систем. – 2019. – С. 31-36.

I.A. Bershadskiy /Dr. Sci. (Eng.)/, V.V. Yakimishina /Cand. Sci. (Eng.)/, E.Ya. Naglyuk
Donetsk National Technical University (Donetsk)

IMPACT OF SINUSOIDALITY AND ASYMMETRY IN FOUR-WIRE NETWORK OF NON-INDUSTRIAL CONSUMERS ON REDUCING THE CABLE CAPACITY

Background. *The results of calculations of the lengthy permissible current at the main frequency, taking into account the currents of higher harmonics, and the estimate of the current value in the zero core at load asymmetry, taking into account the thermal state of the cable in four-wire electrical networks of non-industrial consumers, are presented.*

Materials and/or methods. *The resulting cable heating temperature is determined by simulating the heating process calculated in the Comsol Multiphysics software environment.*

Results. *In the presence of harmonic components of a given spectrum for cables of grades АВВГ-п 4х2.5 mm^2, АВВГ-п 3х4+1х2.5 mm^2, the value of the lengthy permissible current decreased by 13.81 % and 20.62 %, respectively. The zero wire has a flow that exceeds the phase current by 1.8 % and 1.75 %, respectively. When two-phase currents deviate from the rated current (phase B – 5 %, phase C – 10 %), a current flows in the zero wire, which is equal to 8.68 % of the rated current of phase A.*

Conclusion*. In nonsinusoidal and nonsymmetrical load modes, it is required to reduce the current value of the cable's phase cores so that the established heating temperature of the cable is within 68…69 °C. The permissible heating temperature of the cable also depends on the current in the zero wire.*

Keywords: *nonsinusoidal, unbalancing, load, power-consuming equipment, the spectrum of harmonics.*

Сведения об авторах

И.А. Бершадский
SPIN-код: 4772-3504
Телефон: +380 (71) 414-28-12
Эл. почта: ibersh164@gmail.com

Е.Я. Наглюк
Телефон: +380 (71) 379-28-49
Эл.почта: katianagluk2010@mail.ru

В.В. Якимишина
Телефон: +380 (71) 355-07-87
Эл. почта: yvsm@list.ru

Статья поступила 23.04.2020 г.
© И.А. Бершадский, В.В. Якимишина, Е.Я. Наглюк, 2020
Рецензент д.т.н., проф. К.Н. Маренич

УДК 669.04:669.187.2

А.Б. Бирюков /д.т.н./, П.А. Гнитиёв /к.т.н./, В.А. Шатович
ГОУ ВПО «Донецкий национальный технический университет» (Донецк)

УТИЛИЗАЦИЯ ТЕПЛОТЫ ГАЗОВ, ОТХОДЯЩИХ ИЗ ДУГОВОЙ СТАЛЕПЛАВИЛЬНОЙ ПЕЧИ, С ЦЕЛЬЮ ПРЕДВАРИТЕЛЬНОГО ПОДОГРЕВА МЕТАЛЛОЛОМА

Рассмотрены возможные способы утилизации теплоты отходящих газов при выплавке стали в дуговых сталеплавильных печах. Основное внимание сконцентрировано на предварительном нагреве металлолома перед подачей в дуговую сталеплавильную печь. Отмечено отсутствие общеизвестных методик расчета таких процессов. Разработана методика для расчета процесса нагрева металлического лома в системе Consteel, предполагающей непрерывную подачу металлолома в дуговую сталеплавильную печь при помощи конвейера, на котором поток металла предварительно нагревается потоком отходящих газов, движущихся во встречном направлении. В разработанной методике учтено, что в разные периоды работы печи температура отходящих газов существенно изменяется. Разработанная методика позволит на стадии проектирования дуговых сталеплавильных печей выбрать рациональную мощность печного трансформатора и сводовых горелок с учетом теплового потока, возвращаемого в печь с подогретым металлоломом.

Ключевые слова: *дуговая сталеплавильная печь, отходящие газы, система Consteel, подогрев металлолома, рекуперация теплоты.*

Постановка проблемы

Принцип работы дуговой электропечи основан на создании электрической дуги между графитовыми электродами и металлоломом. Достоинство дуговой сталеплавильной печи (ДСП) состоит в выплавке высококачественных легированных и высоколегированных сталей с низким содержанием серы, фосфора, кислорода и других нежелательных и вредных примесей.

Недостатками выступают тепловые потери: тепло, уносимое отходящими газами (20…30 %), и потери тепла при открытом своде через рабочее окно (10…20 %) [1,2].

В ДСП за счет высокого напряжения на электродах, создающих дугу в рабочем пространстве печи, достигается высокая температура – до 2500 °С [3]. Для ДСП энергия отходящих газов составляет в общем балансе до 45 %, а их температура на разных этапах процесса плавки равна 600…1600 ºС. Основными составляющими отходящих газов ДСП являются диоксид углерода (CO_2), монооксид углерода (CO), азот (N_2), кислород (O_2) и пары воды (H_2O).

Покидающие рабочее пространство металлургических агрегатов горячие дымовые газы уносят с собой значительное количество теплоты отходящих газов (тем большее, чем выше температура газов и чем ниже степень использования тепла в агрегате).

Анализ последних исследований и публикаций

Для максимальной утилизации теплоты чаще всего используют следующие варианты: пропускают отходящие горячие газы через котел-утилизатор с целью получения пара; используют горячие газы для предварительного (перед загрузкой в сталеплавильный агрегат) подогрева металлолома; организуют передачу тепла горячих газов воздуху или газу, подаваемому в металлургический агрегат для горения (применение теплообменников регенеративного и рекуперативного типов). Следует подчеркнуть, что единица тепла, отобранного у горячих дымовых газов и вносимого в печь подогретым воздухом или газом, оказывается значительно ценнее единицы тепла, полученной в печи в результате сгорания топлива.

Одним из типичных подходов использования теплоты вторичных газов в металлургической теплотехнике является подогрев воздуха в рекуператоре. При нагреве воздуха до 200…300 °С достигается экономия 15…20 % топлива. Подогрев воздуха до 400…500 °С в отдельно стоящем рекуператоре за счет глубокой утилизации теплоты отходящих газов, отбираемых в верхней части печи и сжигаемых в специальной топке после сухой очистки, позволяет снизить расход топлива на 30…40 % [3]. Использование регенеративных и рекуперативных теплообменников обеспечива-

ISSN 2518-1653 (online). Интернет: vestnik.donntu.org

ет заметное снижение расхода топлива. Регенеративные теплообменники широко применяют на высокотемпературных печах, так как регенераторы могут работать при весьма высоких температурах дымовых газов (1500…1600 °С). При такой температуре рекуператоры работать устойчиво пока не могут [4].

В настоящее время основное внимание ученых и производственников, работающих в данной области, сосредоточено на предварительном нагреве шихтовых материалов удаляемыми из рабочего пространства газами.

Наиболее простым способом решения этой задачи является нагрев шихты в загрузочных бадьях (корзинах). Этот способ является малозатратным и универсальным, а также пригодным не только для новых цехов, но и для действующих, для всех типов электропечей. При этом не требуются изменения в технологии и организации производства.

Предлагаемое устройство обеспечивает возможность нагрева шихты, предназначенной для загрузки в плавильную печь. Надежные уплотнители на входе горячих газов в загрузочную бадью должны обеспечить проход газов только через слой лома и предотвратить обходное их движение по стенам камеры нагрева. Для улучшения прохода дымовых газов и удаления собирающихся на дне масел и других жидких продуктов, образующихся при нагреве лома, бадьи в нижней части имеют отверстия. Установки оснащены средствами измерения и контроля параметров газа. Регулирование расхода дымовых газов осуществляется автоматически в зависимости от их температуры на выходе из камеры нагрева. Установки оснащены регулирующими и отсечными клапанами, работающими в условиях запыленных газов при температуре до 800…850 °С [1].

Благодаря установке цилиндрической вставки обеспечивается допустимый полезный объем бадьи и образование кольцевого зазора между вставкой и корпусом бадьи для теплоизоляционного материала. В результате обеспечивается возможность высокотемпературного нагрева шихты, сокращение удельных затрат и повышение качества выплавляемой стали.

Нагревают лом обычно до среднемассовой температуры 250…350 °С за 15…20 мин (емкость загрузочной корзины 6 т) при температуре газа на входе 400…800 °С [5].

Главный недостаток данного устройства (в случае неиспользования вставки) состоит в том, что невозможно нагреть шихту, не нагревая корпус бадьи. Температура нагрева бадьи выше, чем у шихты. Сопротивление вдоль корпуса бадьи для потока газов меньше, чем в центральной части слоя. Нагрев корпуса бадьи выше температуры 250…350 °С опасен и противоречит требованиям техники безопасности для грузонесущего оборудования [5].

Система Consteel явилась альтернативной технологией, удовлетворяющей современным требованиям, с которыми столкнулись металлурги во всем мире.

В технологической линии Consteel скрап с помощью кранов загружают на горизонтальный импульсный транспортер, обеспечивающий непрерывную подачу металлолома в ДСП [6…8], который предварительно нагревается потоком отходящих газов, движущихся во встречном направлении (при движении в противотоке достигается высокая степень использования теплоты). В ходе непрерывной загрузки ванна с жидким металлом в ДСП защищена слоем вспененного шлака, и ее температура и удельный расход энергии контролируется. Скрап, поступающий в печь, погружается в жидкий металл (оставшийся от предыдущей плавки), который всегда имеет достаточный объем. Электрическая дуга находится под слоем вспененного шлака. Таким образом, процесс плавки становится фактически непрерывным. При этом обеспечивается постоянное плоское зеркало металла, над которым горят электроды, а расплавление поступающего металлолома происходит в ванне жидкого металла, что приводит к повышению стабильности процесса [9].

Энергия передается ванне с жидким металлом и шлаку с большей эффективностью, при этом уменьшается излучение в направлении стеновых панелей и огнеупоров. Так как ванна с расплавленным металлом покрыта вспененным шлаком на протяжении всего периода работы печи под током, электрическая дуга работает в более стабильных условиях, чем в случаях, когда она горит в атмосфере и при работе с более высоким коэффициентом мощности, то есть при максимизации активной мощности по отношению к реактивной [6].

В процессе Consteel не предъявляется особых требований к металлсодержащей шихте [10]. Потребитель может приобретать скрап низкой плотности, так как отсутствуют ограничения по объему, присущие загрузке коробами. Другим важным и подтвержденным преимуществом является повышенный выход годного, достигаемый в результате более эффективного равновесия металлургических реакций в расплавленном металле благодаря снижению образований FeO. В результате значительно уменьшается стоимость металлошихты. Непрерывная загрузка

ISSN 2518-1653 (online). Интернет: vestnik.donntu.org

обеспечивает высокую гибкость процесса, позволяя использовать железо прямого восстановления, горячебрикетированное железо, жидкий и чушковый чугун [9].

Равномерный процесс плавки в ванне печи оказывает меньшее воздействие на такое оборудование, как водоохлаждаемые стеновые панели, крышка, водоохлаждаемые фурмы, а также завалочные краны, которые уже не используются, за исключением редких случаев завалки коробами, например, в начале кампании печи. Кроме того, сокращаются объемы ремонтов футеровки и горелок. Новейшие системы Consteel спроектированы с высокой надежностью, высоким уровнем работоспособности (более 99 %), требуют небольшого и несложного ремонтного обслуживания [11].

Предварительный нагрев скрапа в общем случае производится как за счет использования физической теплоты отходящих газов, так и за счет тепловыделения по реакции горения CO. Причем дожигание CO, как правило, частично производится в ДСП, а частично – в туннельном нагревателе. Для обеспечения дожигания CO внутри секции конвейера требуется обеспечение необходимой концентрации кислорода, что достигается путем добавления требуемого объема свежего воздуха.

Основным преимуществом процесса Consteel является не только утилизация теплоты высокотемпературных отходящих газов, но и экономия электроэнергии [10], достигаемая благодаря действию следующих факторов: предварительному нагреву скрапа и отсутствию необходимости открывать крышку печи для загрузки скрапа; меньшей установленной мощности (на 20… 30 %) трансформатора печи [12]; меньшему на 30 % выделению пыли в процессе плавки и меньшему шумовому воздействию на окружающую среду (менее 95 дБ) по сравнению с традиционными технологиями (до 120 дБ) [10].

В первых публикациях, относящихся ко времени появления процесса Constee1, отапливаемого отходящими газами ДСП, фигурировали значения температуры нагрева лома порядка 600…800 °C [13]. В настоящее время для проектирования и расчетов принимают значение 300 °C. Однако и эту температуру считают несколько завышенной [14].

Основной проблемой является то, что в настоящее время отсутствуют общеизвестные и общепринятые методики расчета процесса нагрева металлического лома в системе Consteel, что усложняет проектирование таких систем и системную работу по поиску рациональных параметров технологии.

Цель (задачи) исследования

Целью данной работы является разработка методики расчета процесса нагрева металлического лома в системе Consteel.

Основной материал исследования

В основу разрабатываемой расчетной методики положен метод тепловой диаграммы Семикина, используемый для практических расчетов нагрева металла.

Нагрев лома рассмотрен как нагрев движущейся непрерывной стальной плиты, при этом неоднородность завалки учтена за счет использования специальных приведенных теплофизических характеристик. В качестве плотности материала используем насыпную плотность лома; в качестве теплоемкости – реальную теплоемкость лома, а коэффициент теплопроводности слоя лома упрощенно определяем как произведение реальной теплопроводности стали на отношение насыпной плотности лома к реальной плотности стали.

Для проведения расчета задается среднемассовая температура лома на входе в конвейер $t_{нач}$, а также температура отходящих газов на входе в конвейер (со стороны печи) $t_{пс}^{вх}$ и на выходе из конвейера $t_{пс}^{вых}$. Условно конвейер по длине разделяется на n-$е$ количество участков. Эти участки ограничены n+1 контрольными границами. Нумерация участков и границ ведется от загрузочного конца конвейера к ДСП. Таким образом, для каждого участка среднемассовая температура лома на входе и выходе обозначается как: $t_{м.см}^{i}$ и $t_{м.см}^{i+1}$, а температура продуктов сгорания на входе и выходе обозначается как: $t_{пс}^{i+1}$ и $t_{пс}^{i}$.

Согласно исходным данным для расчета $t_{м.см}^{1}=t_{нач}$, $t_{пс}^{n+1}=t_{пс}^{вх}$, $t_{пс}^{1}=t_{пс}^{вых}$. Лом перемещается на конвейере со скоростью v. В результате проведения расчетов необходимо установить значение среднемассовой температуры лома, подаваемого в ДСП $t_{м.см}^{n+1}$.

На основании исходных данных задаются температуры продуктов сгорания на всех границах участков: $t_{пс}^{i+1}=t_{пс}^{i}+(t_{пс}^{вх}-t_{пс}^{вых})/n$. Для каждого участка, начиная от первого, определяем среднемассовую температуру лома на выходе участка.

Алгоритм расчета для каждого участка.

Шаг 1. Составляется уравнение теплового баланса секции:

$$V_{пс}^{вх}\cdot C_{пс}(t_{пс}^{i+1})\cdot t_{пс}^{i+1}-V_{пс}^{вых}C_{пс}(t_{пс}^{i})\cdot t_{пс}^{i}=$$
$$=G_{ме}\cdot C_{м}(t_{м.см}^{i+1})\cdot t_{м.см}^{i+1}-G_{ме}\cdot C_{м}(t^{i})\cdot t^{i},$$

где $V_{пс}^{вх}$ – объем продуктов сгорания, поступающих в конвейер, м^3/с; $C_{пс}(t_{пс}^{i+1})$ – теплоемкость

ISSN 2518-1653 (online). Интернет: vestnik.donntu.org

продуктов сгорания, поступающих в конвейер, кДж/(м^3·К); $V_{nc}^{вых}$ – объем продуктов сгорания, покидающих конвейер, м^3/с; $C_{nc}(t_{nc}^{\ i})$ – теплоемкость газов, покидающих конвейер (секцию), кДж/(м^3·К); G_{me} – массовый расход металлического лома, кг/с; $C_м(t_{м.см}^{\ i+1})$ – теплоёмкость лома при среднемассовой температуре на выходе из секции, кДж/(кг·К); $C_м(t^i)$ – теплоёмкость температуры лома, входящего в секцию, кДж/(кг·К).

Шаг 2. Из уравнения теплового баланса определяем среднемассовую температуру лома на выходе секции:

$$t_{м.см}^{i+1}=\frac{V_{nc}^{вх}\cdot C_{nc}(t_{nc}^{i+1})\cdot t_{nc}^{i+1}-V_{nc}^{вых}\cdot C_{nc}(t_{nc}^{i})\cdot t_{nc}^{i}+G_{me}\cdot C_м(t^i)\cdot t^i}{G_{me}\cdot C(t_{м.см}^{i+1})}.$$

Далее организуется итерационная вычислительная схема:

Шаг 3а – предварительно задается температура поверхности лома на выходе рассматриваемого участка $t_{пов}^{\ i+1}$;

Шаг 3б – определяется плотность теплового потока, падающего на поверхность лома в начале и конце участка:

$$q^i=C_{пр}\left[\left(\frac{t_{nc}^i+273}{100}\right)^4-\left(\frac{t_{пов}^i+273}{100}\right)^4\right]+\alpha_{конв}\cdot(t_{nc}^i-t_{пов}^i),$$

$$q^{i+1}=C_{пр}\left[\left(\frac{t_{nc}^{i+1}+273}{100}\right)^4-\left(\frac{t_{пов}^{i+1}+273}{100}\right)^4\right]+\alpha_{конв}\cdot(t_{nc}^{i+1}-t_{пов}^{i+1}),$$

где $C_{пр}$ – приведенный коэффициент излучения, Вт/(м^2·К^4); $\alpha_{конв}$ – коэффициент конвективной теплоотдачи, $\alpha_{конв}$=20 Вт/(м^2·К).

Приведенный коэффициент излучения:

$$C_{пр}=C_0\cdot\varepsilon_м\cdot\omega+1-\varepsilon_г\times$$
$$\times\left([\varepsilon_м+\varepsilon_г(1-\varepsilon_м)]\frac{1-\varepsilon_г}{\varepsilon_г}+\omega\right)^{-1},$$

где C_0 – константа излучения абсолютно черного тела, C_0=5,67 Вт/(м^2·К^4); $\varepsilon_м$ – степень черноты металла, $\varepsilon_м$=0,8; $\varepsilon_г$ – степень черноты газов; ω – степень развития кладки.

Шаг 3в – определяется значение итогового коэффициента теплоотдачи:

$$\alpha=\frac{q^{i+1}}{t_{nc}^{i+1}-t_{м.см}^{i+1}}.$$

Шаг 3г – определяется значение критерия Био:

$$Bi=\frac{\alpha\cdot r}{\lambda(t_{м.см}^{i+1})\left(\frac{\rho_{нас}}{\rho_{мет}}\right)},$$

где $\rho_{нас}$ – насыпная плотность металлолома; $\rho_{мет}$ – плотность металла, $\rho_{мет}$=7800 кг/м^3; $\lambda(t_{м.см}^{\ i+1})$ – коэффициент теплопроводности стали при среднемассовой температуре металлолома, Вт/(м·К).

Шаг 3д – по специальным таблицам [15] уточняются значения коэффициентов κ_2 и κ_3 в зависимости от значения безразмерного критерия Био.

Шаг 3е – определение перепада температуры по толщине засыпи лома:

$$\Delta t=\frac{q^{i+1}\cdot r}{\kappa_2\cdot\lambda(t_{м.см}^{i+1})\left(\frac{\rho_{нас}}{\rho_{мет}}\right)},$$

где r – толщина слоя лома, м; κ_2 – коэффициент усреднения теплового потока.

Шаг 3ж – уточняется значение температуры поверхности металлолома в конце участка:

$$t_{пов}^{i+1}=t_{м.см}^{i+1}+\frac{\kappa_3-1}{\kappa_3}\cdot\Delta t,$$

где κ_3 – коэффициент усреднения температуры по сечению тела.

Если отличие температуры поверхности, определенной на шаге 3ж, отличается от предварительного значения более чем на 1 ºС, происходит возврат на шаг 3а со значением $t_{пов}^{\ i+1}$, определенным на шаге 3ж.

Шаг 4. Для дальнейших расчетов используется значение q^{i+1}, соответствующее окончательно установленному значению $t_{пов}^{\ i+1}$.

Шаг 5. Определяем среднелогарифмическое значение плотности теплового потока на поверхность лома в пределах рассматриваемого участка:

$$\bar{q}=\left(q^i-q^{i+1}\right)\cdot\left(\ln\frac{q^i}{q^{i+1}}\right)^{-1},$$

Шаг 6. Определяется требуемое время нагрева лома на участке:

$$\tau=\frac{r\cdot\rho_{нас}\cdot C_м(t_{м.см}^{i+1})\cdot t_{м.см}^{i+1}-C_м(t^i)\cdot t^i\cdot10^3}{\kappa_1\cdot\bar{q}\cdot60},$$

ISSN 2518-1653 (online). Интернет: vestnik.donntu.org

где κ_1 – коэффициент материальной нагрузки.

Если задана скорость движения конвейера, то длина каждого участка определяется путем перемножения расчетного времени пребывания лома в нем и этой скорости. Если же задана длина конвейера, то скорость его движения определяется как отношение этой длины к общему времени пребывания металла на всех участках.

На рис. 1 графически отобразим сущность работы системы Consteel при использовании представленной методики расчета предварительного нагрева лома.

Использование разработанной методики проиллюстрировано на тех примерах, для которых имеются следующие общие исходные данные: массовый расход лома G_{me}=27,78 кг/с; насыпная плотность лома $\rho_{нас}$=2500 кг/м^3; толщина засыпи лома r=0,5 м. Параметры поперечного сечения туннеля конвейера: транспортер шириной 2200 мм, имеющий общую длину примерно 115 м, из которых длина завалочного транспортера составляет 75 м, а длина транспортера печи предварительного нагрева – 40 м при высоте туннеля 0,7 м; температура газов, покидающих конвейер, составляет $t_{пс}^{вых}$=300 ºС.

Расчет ведется методом последовательных приближений. Для трех наборов дополнительных исходных данных получены результаты, представленные в табл. 1…3.

Вариант 1.

Дополнительные исходные данные: дымовые газы, отапливающие конвейер, образуются только от работы 6 сводовых газокислородных горелок мощностью 5 МВт с учетом подсоса воздуха $V_{пс}^{вх}=V_{пс}^{вых}$=4,154 м^3/с; температура газов, поступающих на вход четвертого участка, $t_{пс5}$=750 ºС. Результаты расчетов представлены в табл. 1.

Из табл. 1 видно, что за 116 минут нагреть лом за счет теплоты отходящих газов можно до среднемассовой температуры 221 ºС при температуре поверхности 574 ºС. Соответственно, скорость движения транспортера составит v=0,006 м/с.

Вариант 2.

Дополнительные исходные данные: объем продуктов сгорания, поступающих в конвейер из ванны ДСП при горении электрической дуги $V_{пс}^{вх}=V_{пс}^{вых}$=1,656 м^3/с; температура газов, поступающих на конец четвертого участка $t_{пс5}$=950 ºС. Результаты расчетов представлены в табл. 2.

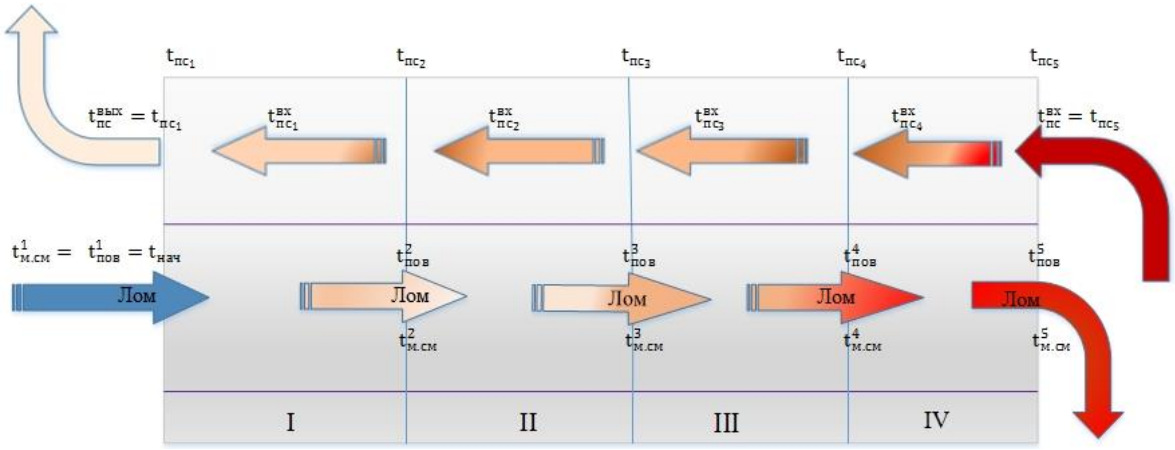


Рис. 1. Общая схема предварительного нагрева лома в системе Consteel

Табл. 1. Расчет времени нагрева металлолома при температуре отходящих газов 750 ºС

№ участка	$t_{нач}$, °С	$t_{пов}$, °С	t, °С	$t_{м.см}$, °С	$q_н$, Вт/м^2	$q_к$, Вт/м^2	$\overline{q}$, Вт/м^2	κ_2	κ_3	τ, мин
1	20	210	207	73	10142	12181	11131	1,863	2,926	49
2	73	320	300	122	16724	17430	17074	1,851	2,918	30
3	122	443	413	171	25837	23480	24640	1,836	2,909	21
4	171	574	539	221	38817	29738	34076	1,819	2,898	16

Табл. 2. Расчет времени нагрева металлолома при температуре отходящих газов 950 ºС

№ участка	$t_{нач}$, °С	$t_{пов}$, °С	t, °С	$t_{м.см}$, °С	$q_н$, Вт/м^2	$q_к$, Вт/м^2	$\overline{q}$, Вт/м^2	κ_2	κ_3	τ, мин
1	20	218	250	53	10180	14812	12351	1,872	2,93	27
2	53	383	453	85	21745	26436	24014	1,848	2,916	14
3	85	570	691	118	39692	39656	39674	1,829	2,904	9
4	118	761	931	151	70247	52359	60865	1,806	2,89	6

ISSN 2518-1653 (online). Интернет: vestnik.donntu.org

Табл. 3. Расчет времени нагрева металлолома при температуре отходящих газов 1300 ºС

№ участка	$t_{нач}$, °С	$t_{пов}$, °С	t, С	$t_{м.см}$, °С	$q_н$, Вт/м^2	$q_к$, Вт/м^2	$\overline{q}$, Вт/м^2	κ_2	κ_3	τ, мин
1	20	287	330	69	10180	19540	14355	1,871	2,929	33
2	69	585	706	120	29916	40733	35047	1,838	2,91	14
3	20	885	1092	172	71396	61005	66064	1,804	2,886	8
4	172	1177	1464	224	154688	78300	112193	1,766	2,866	5

Из табл. 2 видно, что за 56 минут нагреть лом удалось до среднемассовой температуры 151 ºС при температуре поверхности 761 ºС. Скорость движения транспортера составит v=0,012 м/с.

Вариант 3.

Дополнительные исходные данные: объем продуктов сгорания, поступающих в конвейер из ванны ДСП при горении электрической дуги $V_{пс}^{вх}=V_{пс}^{вых}$=1,656 м^3/с; температура газов, поступающих на конец четвертого участка $t_{пс5}$=1300 ºС. Результаты расчетов представлены в табл. 3.

Из табл. 3 видно, что достичь среднемассовую температуру лома 224 ºС получается за 60 минут при температуре поверхности 1177 ºС. Скорость движения транспортера составит v=0,011 м/с.

Выводы

В работе составлена и апробирована методика для расчета процесса нагрева металлического лома в системе Consteel, предполагающей непрерывную подачу металлолома в дуговую сталеплавильную печь при помощи конвейера. В основе предложенной методики лежит метод тепловой диаграммы Семикина, при помощи которого рассчитываются процессы нагрева и охлаждения сплошных тел. Нагрев лома рассмотрен как нагрев движущейся непрерывной стальной плиты, при этом неоднородность завалки учтена за счет использования специальных приведенных теплофизических характеристик. Предложенная методика позволяет учесть изменение расхода и температуры газов, поступающих в туннель конвейера со стороны ДСП, что дает возможность вести расчет нагрева лома для разных характерных периодов работы печи.

С использованием методики проведены расчеты для ДСП производительностью 100 т/ч для разных температур газов, покидающих печь. Полученные результаты соответствуют практическому опыту эксплуатации ДСП с системой Consteel. Предложенная методика позволяет на стадии проектирования дуговых сталеплавильных печей выбрать рациональную мощность печного трансформатора и сводовых горелок с учетом теплового потока, возвращаемого в печь с подогретым металлоломом.

Список литературы

1. Рябов, А.В. Современные способы выплавки стали в дуговых печах: учеб. пособие / А.В. Рябов, И.В. Чуманов, М.В. Шишимиров. – М.: Теплотехника, 2007. – 197 с.
2. Тулуевский, Ю.Н. Новые возможности печей Consteel / Ю.Н. Тулуевский, И.Ю. Зинуров, В.Г. Швер // Производство чёрных металлов. – 2011. – №6. – С. 22-27.
3. Свинолобов, Н.П. Печи черной металлургии: учебное пособие для вузов / Н.П. Свинолобов, В.Л. Бровкин. – Днепропетровск: Пороги, 2004. – 154 с.
4. Кудрин, В.А. Теория и технология производства стали. – М.: Мир, ООО «Издательство АСТ», 2003. – 528 с.
5. Ровин, Л.Е. Ресурсосбережение при электроплавке / Л.Е. Ровин, С.Л. Ровин // Вестник ГГТУ имени П.О. Сухого: научно-практический журнал. – 2013. – №4. – С. 11-24.
6. Prospects for Consteel Technology in Russia / A.G. Kuz'menko [et al.] // Steel in Translation. – 2016. – No.4. Vol.46. – P. 270-275.
7. Маркоцци, М. Совершенствование предварительного нагрева и важность работы электродуговых печей большой емкости с жидким остатком / М. Маркоцци, М. Гаццон // Металлургическое производство и технология. – 2011. – №2. – С. 8-20.
8. Development of flexible operating practices to produce steel with Consteel EAF process in ORI Martin plant /A. Di Donato [et al.] // 7th European Electric Steelmaking Conference, Venice, IT, May 26-29, 2002 // Steel Times International.– 2002. – Vol.1. – P. 72-82.
9. Чаймелов, А.А. Энергоэффективный стенд для сушки и нагрева лома / А.А. Чаймелов, К.В. Строгонов // Энергетика и теплоэнергетика. – 2018. – №3. – С. 2-6.
10. Vallomy. J.A. The Consteel Process for Continuous Melting-Refining in the Electric Furnace and Its Impact on Energy Conservation and Environment // Proceedings of The Sixth International Iron and Steel Congress, 1990, Nagoya, ISIJ. – P. 82-89.
11. Giavani, C. CONSTEEL Evolution: The Proven Technology for Maximum EAF Charging Flexibility // Proc. 19th Middle East Iron & Steel

ISSN 2518-1653 (online). Интернет: vestnik.donntu.org

Conf. Dubai, 14-16 December, 2015 // Steel Times International. – 2015. – Nov./Dec. – P. 5-9.
12. Fanutti, G. Environmental Control and the CONSTEEL Process / G. Fanutti, M. Pozzi // Millennium Steel. – 2004. – P. 105-110.
13. Charging hot metal to the EAF using Consteel / T. Jiemin [et al.] // Steel Times International. – 2005. – No.4. Vol.29. – P. 34-39.
14. Тулуевский, Ю.Н. Топливодуговой сталеплавильный агрегат нового поколения / Ю.Н. Тулуевский, И.Ю. Зинуров // Экология и промышленность. – 2014. – №1. – С. 30-35.
15. Казанцев, Е.И. Промышленные печи. Справочное руководство для расчётов и проектирования. – 2-е изд., доп. и перераб. – М.: Металлургия, 1975. – 368 с.

A.B. Biryukov /Dr. Sci. (Eng.)/, P.A. Gnitiev /Cand. Sci. (Eng.)/, V.A. Shatovich
Donetsk National Technical University (Donetsk)

HEAT RECOVERY OF GASES COMING FROM AN ARC STEEL FURNACE TO PREHEAT SCRAP METAL

Background*. In the current production, any industrial enterprise sets objective goals: the use of secondary energy resources (heat from exhaust gases or waste gases) and reducing energy consumption. There are no available methods for calculating the preheating of scrap by waste gases from an arc steel furnace (ASF), so the goal of this work is to create such an approach.*
Materials and/or methods. *The proposed method is based on the Semikin thermal diagram method used to calculate the heating and cooling of solids. Scrap heating is considered as heating of a moving continuous steel plate while taking into account the inhomogeneity of filling due to the use of unique reduced thermal characteristics.*
Results*. The proposed method allows taking into account the change in the flow rate and temperature of gases entering the conveyor tunnel from the ASF side, which enables calculating the heating of scrap for various characteristic periods of operation of the furnace. With this method, calculations made for ASF with a capacity of 100 t/h at different temperatures of gases escaping from the furnace. The results obtained correspond to the practical experience of using ASF with the Consteel system.*
Conclusion*. The proposed method allows choosing the rational power of the furnace transformer and arch burners at the design stage of the ASF, taking into account the heat flow returned to the furnace with heated scrap metal.*

Keywords*: arc steel furnace, waste gases, Consteel system, heating of scrap metal, heat recovery.*

Сведения об авторах

А.Б. Бирюков
SPIN-код: 3186-0680
Author ID: 7006918782
ORCID iD: 0000-0002-8146-2017
Телефон: +380 (71) 405-89-73
Эл. почта: birukov.ttf@gmail.com

П.А. Гнитиёв
SPIN-код: 1943-4196
Author ID: 56916104300
ORCID iD: 0000-0001-9266-7969
Телефон: +380 (71) 321-50-15
Эл. почта: paul.gnitiev@mail.ru

В.А. Шатович
SPIN-код: 2790-8418
Author ID: 1053571
Телефон: +380 (71) 312-88-59
Эл. почта: shatovichviktoria23@gmail.com

Статья поступила 22.06.2020 г.
© А.Б. Бирюков, П.А. Гнитиёв, В.А. Шатович, 2020
Рецензент д.т.н., доц. Н.И. Захаров

УДК 669.162.21.001.573

А.Б. Бирюков /д.т.н./, Ю.Е. Рубан
ГОУ ВПО «Донецкий национальный технический университет» (Донецк)

СИСТЕМА ДИАГНОСТИКИ ТЕПЛООБМЕННЫХ ПРОЦЕССОВ В ФУРМЕННОЙ ЗОНЕ ДОМЕННОЙ ПЕЧИ

Разработана система диагностики теплообменных процессов в фурменной зоне доменной печи, позволяющая оценивать среднюю температуру в каждой фурменной зоне доменной печи на основании обработки текущих значений температур воды на входе и выходе из фурмы и расхода воды. Предложенная система диагностики может использоваться как для доменной печи с классической технологией выплавки чугуна, так и для случая с вдуванием пылеугольного топлива.

***Ключевые слова**: диагностика, фурма доменной печи, фурменная зона, пылеугольное топливо, температура, теплосодержание.*

Постановка проблемы

Теплообменные процессы в фурменной зоне (ФЗ) доменных печей (ДП) играют важнейшую роль. На металлические части фурмы падают тепловые потоки с плотностью, достигающей 480 кВт/м^2. Эти тепловые потоки отводятся к охлаждающей воде, циркулирующей через полости элементов фурмы. Одной из актуальных проблем производства чугуна является повышение стойкости фурм доменной печи, постоянно работающих в зоне высоких температур. Для предупреждения аварийных ситуаций, связанных с прогаром фурм, и оперативной идентификации неравномерности распределения дутья и пылеугольного топлива (ПУТ) между фурмами существует необходимость отслеживания теплосъема фурмами на основании анализа повышения теплосодержания охлаждающей воды.

Анализ последних исследований и публикаций

Внедрение технологии ПУТ оказывает существенное влияние на изменение теплового состояния доменной печи из-за более высокой температуры горения ПУТ по сравнению с природным газом на 200…250 °С, что приводит к увеличению тепловых нагрузок на фурменную зону [1]. В результате возрастают тепловые нагрузки на систему охлаждения доменной печи. Для большинства доменных печей, изначально спроектированных для использования природного газа и не предназначенных для вдувания ПУТ, увеличение тепловых нагрузок имеет негативные последствия относительно сроков межремонтной эксплуатации печи.

Для минимизации проблемы прогорания фурм предлагаются следующие решения: применение вместо сварных фурм литых или кованых фурм с защитным покрытием (CrNi или FeCr) рыльной части в особо термонапряженных зонах как снаружи, так и внутри; интенсификация охлаждения фурм (двухкамерные фурмы), охлаждение химочищенной водой в замкнутом цикле). В ряде работ отмечается возможность пересчета теплового потока, падающего на элементы фурмы, на величину температуры в фурменной зоне, однако соответствующая методика не приводится. Для углубления возможностей анализа важно разработать способ диагностирования среднего значения действительной температуры в ФЗ [2…4].

Цель (задачи) исследования

Целью данной работы является разработка способа определения средней температуры в ФЗ на основании расчетной обработки текущих значений температур воды на входе и выходе из фурмы и расхода воды.

Основной материал исследования

Пылеугольное топливо вдувается в фурму при помощи специальной трубки, которая вводится через сопло фурмы, затем топливо воспламеняется и газифицируется. Примерно в течение 5…6 миллисекунд ПУТ находится в зоне циркуляции. Газификация ПУТ состоит из нескольких последовательных этапов, которые сменяют друг друга с некоторым наложением (рис. 1). После нагревания ПУТ и испарения из него влаги, при последующем нагревании, происходит выделение летучих веществ. Воспламенение и сгорание летучих компонентов топлива приводит к увеличению температуры, в результате чего воспламеняется и газифицируется полукокс, который образовался из частиц ПУТ [4…6].

ISSN 2518-1653 (online). Интернет: vestnik.donntu.org

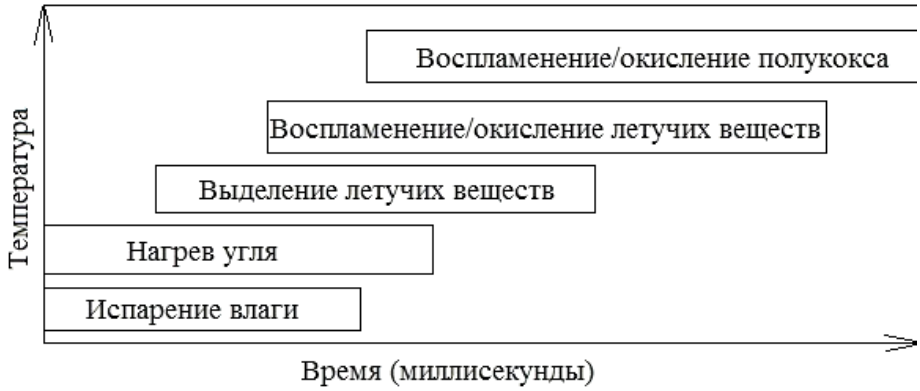


Рис. 1. Физико-химические трансформации частицы пылеугольного топлива от входа в фурменную зону до воспламенения коксового остатка частицы

Исследование проведено для фурм современной конструкции, предполагающей отдельно охлаждение тела фурмы и ее рыльной части (рис. 2). Для иллюстрации сути предложенной разработки на рис. 3 показана схема одной современной фурмы ДП с указанием мест подвода и отвода охлаждающей воды к рыльной части фурмы.

Поскольку, во-первых, рыльная часть фурмы воспринимает своей наружной частью поверхности большую плотность теплового потока, чем тело фурмы, и потому работает в более тяжелых условиях, принято решение вести анализ теплообменных процессов в ФЗ на основании теплосъема именно для рыльной части фурмы.

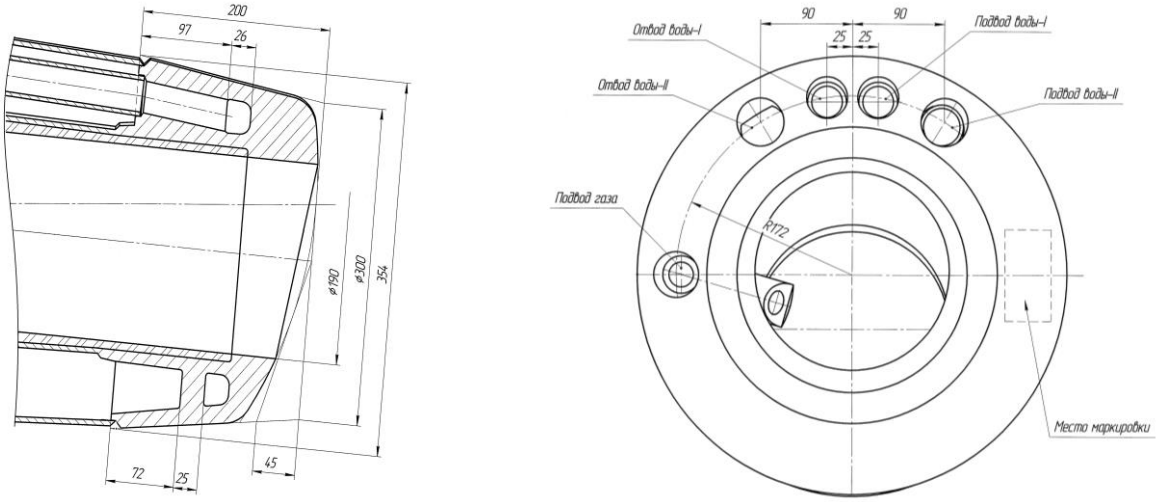


Рис. 2. Дутьевая доменная фурма

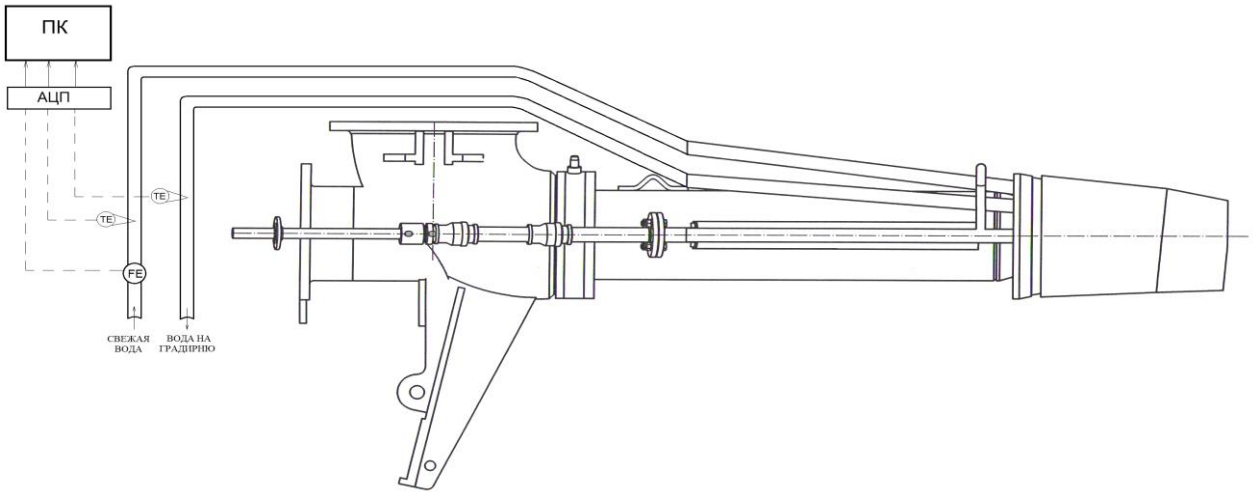


Рис. 3. Схема фурмы доменной печи с указанием мест подвода и отвода охлаждающей воды

ISSN 2518-1653 (online). Интернет: vestnik.donntu.org

Теплосъем данного элемента фурмы предложено определять как произведение соответствующего массового расхода воды на повышение ее энтальпии [7]:

$$Q=G\cdot c\cdot\Delta t, \quad (1)$$

где G – расход воды, кг/с; c – теплоемкость воды, кДж/(кг·К); Δt – перепад температуры, °С.

Тепловой поток, отведенный от элемента фурмы, формируется по двум механизмам: лучистый тепловой поток от объема ФЗ и конвективный поток от горячего дутья, идущего по внутренней поверхности фурмы.

Лучистый поток определяется как

$$Q_л = C_{пр}\cdot F_м\cdot\left[\left(\frac{t_{фз}+273}{100}\right)^4-\left(\frac{t_м+273}{100}\right)^4\right], \quad (2)$$

где $C_{пр}$ – приведенный коэффициент излучения, Вт/(м^2·К^4); $F_м$ – площадь наружной боковой поверхности элемента фурмы, м^2; $t_{фз}$ – температура фурменной зоны, °С; $t_м$ – температура наружной поверхности элемента фурмы, °С.

Приведенный коэффициент излучения

$$C_{пр}=\frac{5{,}67\cdot\varepsilon_{фз}\cdot\varepsilon_м}{\varepsilon_{фз}+\varphi_{гм}\cdot\varepsilon_м(1-\varepsilon_{фз})}, \quad (3)$$

где $\varepsilon_{фз}$ – степень черноты фурменной зоны [8]; $\varepsilon_м$ – степень черноты поверхности фурмы; $\varphi_{гм}$ – угловой коэффициент для системы «граница фурменной зоны – поверхность элемента фурмы».

$$\varphi_{гм}=\frac{F_м}{F_г},$$

где $F_м$, $F_г$ – площади боковых поверхностей элемента фурмы и границы фурменной зоны, м^2.

Выражение для определения приведенного коэффициента излучения в системе тел «газовое пространство – граница фурменной зоны – поверхность элемента фурмы» составлено по шаблону, используемому для описания лучистого теплообмена в пламенных печах. Выражение, устанавливающее величину итогового теплового потока на поверхность элемента фурмы, разрешено относительно неизвестного значения средней действительной температуры в ФЗ.

Конвективный тепловой поток определяется следующим образом:

$$Q_к=\alpha_к\cdot F_{вн}\cdot(t_д-t_{охл}), \quad (4)$$

где $\alpha_к$ – коэффициент конвективной теплоотдачи, Вт/(м^2·К); $F_{вн}$ – площадь внутренней поверхности рыльной части фурмы, м^2; $t_д$ – температура горячего дутья, °С; $t_{охл}$ – средняя температура охлаждающей воды, °С.

В выражении (4) вместо температуры внутренней поверхности элемента фурмы использовано известное значение средней температуры охлаждающей воды. Такой подход значительно упрощает дальнейшие расчеты и вносит крайне незначительную погрешность, поскольку термические сопротивления передаче теплоты теплопроводностью через медную стенку и конвекцией к охлаждающей воде в десятки раз меньше сопротивления передаче теплоты от горячего дутья к внутренней поверхности элемента фурмы.

Для определения коэффициента конвективной теплоотдачи используется известное критериальное уравнение, соответствующее продольному течению среды:

$$Nu=0{,}021\cdot Re^{0{,}8}\cdot Pr^{0{,}43}, \quad (5)$$

где Nu – критерий Нуссельта; Re – критерий Рейнольдса; Pr – критерий Прандтля.

После установления количественного значения критерия Нуссельта коэффициент конвективной теплоотдачи определяется как

$$\alpha_к=\frac{Nu\cdot\lambda}{d_{вн}},$$

где λ – коэффициент теплопроводности воздуха, Вт/(м·К); $d_{вн}$ – внутренний диаметр рыльной части фурмы, м.

В результате, при работе печи в реальном времени диагностируется общий теплосъем рыльной части фурмы Q, в зависимости от текущей температуры горячего дутья вычисляется конвективный тепловой поток, что позволяет определить значение лучистого теплового потока

$$Q_л=Q-Q_к. \quad (6)$$

После этого выражение (2) разрешается относительно искомой температуры фурменной зоны:

$$t_{фз}=\left[\frac{Q_л}{C_{пр}\cdot F_м}+\left(\frac{t_м+273}{100}\right)^4\right]^{0{,}25}\cdot 100-273. \quad (7)$$

ISSN 2518-1653 (online). Интернет: vestnik.donntu.org

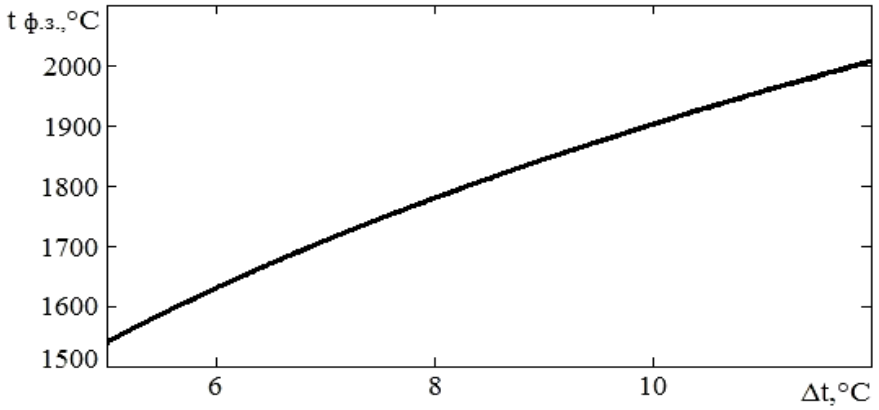


Рис. 4. Диагностированные значения температуры в фурменной зоне от перепада температур охлаждающей воды, для зафиксированного расхода воды

Для иллюстрации использования разработанной методики она проверялась в условиях Филиала №2 «Енакиевский металлургический завод» ЗАО «Внешторгсервис» (ЕМЗ). Для расчета были использованы реальные геометрические характеристики фурм. Расход воды на рыльную часть фурмы, согласно практическим данным, был установлен на уровне 17 м^3/ч, а температура дутья принята 1200 °С. Для расчетов согласно [8] взято значение степени черноты ФЗ 0,191, соответствующее следующему набору исходных данных: расход ПУТ 150 кг/т, концентрация CO_2 17,5 %, давление в фурменной зоне 0,4 атм, эффективная длина луча 0,6 м, средний размер частиц 0,12 мкм.

На рис. 4 показана зависимость $t_{фз}$ от повышения температуры охлаждающей воды, полученная при помощи выражения (7). С учетом того, что типовое повышение температуры охлаждающей воды для условий ЕМЗ составляет порядка 10 °С, получаемые при помощи выражения (7) величины вполне согласуются с экспериментальными значениями этой величины, находящимися в диапазоне 1800…1900 °С.

Выводы

Разработана система диагностики теплообменных процессов в фурменной зоне доменной печи, позволяющая оценивать среднюю температуру в каждой фурменной зоне ДП на основании обработки текущих значений температур воды на входе и выходе из фурмы и расхода воды. Предложенная система диагностики может использоваться как для ДП с классической технологией выплавки чугуна, так и для случая с вдуванием ПУТ. Решение данной проблемы позволяет диагностировать перекосы в температурном состоянии различных ФЗ, которые могут возникать при неравномерном распределении ПУТ между фурмами или других отклонениях протекания технологического процесса от нормы.

Список литературы

1. Эффективность и ресурсы пылеугольной технологии выплавки чугуна / С.Л. Ярошевский [и др.] // Металл и литье Украины. – 2018. – №9-10(304-305). – С. 7-22.
2. Study of heath losses in a blast furnace with the injection of pulverized-coal fuel into the hearth / V.I. Andreev [et al.] // Metallurgist. – 2015. – No.1-2. Vol.59. – P. 16-24.
3. Освоение и эффективность технологии доменной плавки с применением пылеугольного топлива на ЧАО «Енакиевский металлургический завод» / А.М. Кузнецов [и др.] // Металл и литье Украины. – 2017. – №8-10. – С. 4-11.
4. Бирюков, А.Б. Сжигание и термическая переработка органических топлив. Твердое топливо: учебное пособие / А.Б. Бирюков, И.П. Дробышевская, Ю.Е. Рубан. – Донецк: Ноулижд, 2014. – 232 с.
5. Курбатов, Ю.Л. Металлургические печи: учебное пособие / Ю.Л. Курбатов, А.Б. Бирюков, Ю.Е. Рубан. – Донецк: ГОУ ВПО «ДонНТУ», 2016. – 433 с.
6. Yaroshevskiy, S.L. The Principle of Full and Complex Compensation at Replacement of Coke with Pulverized Coal; Resources of Technology / S.L. Yaroshevskiy, V.V. Kochura // The 5th International Congress on the Science and Technology of Ironmaking (ICSTI`99), November 19-23, 2009, Shanghai, China. – Shanghai, 2009. – P. 70-78.
7. Ginkul, S.I. Heat and Mass Transfer / S.I. Ginkul, V.V. Kravtsov, A.B. Birukov. – Donetsk: Nord-Press, 2006. – 291 p.
8. Бирюков, А.Б. Методика определения степени черноты фурменной зоны доменной печи при вдувании пылеугольного топлива / А.Б. Бирюков, Ю.Е. Рубан // Вестник ИГЭУ. – 2019. – №2. – С. 25-31.

ISSN 2518-1653 (online). Интернет: vestnik.donntu.org

A.B. Biryukov /Dr. Sci. (Eng.)/, Yu.E. Ruban
Donetsk National Technical University (Donetsk)

THE SYSTEM OF HEAT-EXCHANGE PROCESS DIAGNOSTICS IN THE TUYERE ZONE OF THE BLAST FURNACE

Background. *One of the most urgent problems of pig iron production is to increase the resistance of blast furnace tuyeres that are continually working in a high-temperature zone. To prevent accidents related to the burnout of tuyeres, and to quickly identify the uneven distribution of blast and pulverized coal fuel (PCF) between tuyeres, it is necessary to track the heat removal of tuyeres based on the analysis of the increase in the heat content of cooling water.*
Materials and/or methods. *The proposed diagnostic system is based on simultaneous consideration of the thermal balance of the tuyere element and determination of the convective and radiant heat flows supplied to it. As a result, a final formula is formed that is solved relative to the average temperature of the tuyere zone.*
Results. *A system for diagnostics of heat exchange processes in the tuyere zone of a blast furnace (BF) developed, which allows estimating the average temperature in each tuyere zone of the BF based on processing the current values of water temperatures at the inlet and outlet of the tuyere element and water flow.*
Conclusion. *The proposed diagnostic system can be used both for BF with the standard technology of cast iron smelting and for the case with the injection of PCF. The solution to this problem allows us to diagnose distortions in the temperature state of various tuyere zones, which may occur when there is an uneven distribution of PCF between tuyeres or other deviations in the flow of the technological process from the norm.*

Keywords: *diagnostics, blast furnace tuyere, tuyere zone, pulverized coal fuel, temperature, heat content.*

Сведения об авторах

А.Б. Бирюков
SPIN-код: 3186-0680
Author ID: 7006918782
ORCID iD: 0000-0002-8146-2017
Телефон: +380 (62) 301-08-61
Эл. почта: birukov.ttf@gmail.com

Ю.Е. Рубан
SPIN-код: 4225-4029
ORCID iD: 0000-0001-8496-4824
Телефон: +380 (62) 301-08-61
Эл. почта: k-j-e@yandex.ru

Статья поступила 07.05.2020 г.
© А.Б. Бирюков, Ю.Е. Рубан, 2020
Рецензент д.т.н., доц. Н.И. Захаров



УДК 669.017: 621.785

В.П. Горбатенко /д.т.н./
ГОУ ВПО «Донецкий национальный технический университет» (Донецк)

УПРОЧНЯЮЩАЯ ТЕРМИЧЕСКАЯ И ТЕРМОМЕХАНИЧЕСКАЯ ОБРАБОТКА ДВОЙНОЙ ЛАТУНИ С ЗАКАЛКОЙ ИЗ β-ОБЛАСТИ

Обоснована возможность эффективного упрочнения двойной латуни с содержанием цинка до 39 % путем термической и низкотемпературной термомеханической обработки с выполнением предварительной закалки из однофазной β-области, в результате которой β→α-превращение происходит по сдвиговому механизму. Обсуждены возможные причины упрочнения и последующего разупрочнения латуни в процессе отпуска разной длительности при повышенных температурах.

Ключевые слова: *латунь, закалка, отпуск, термомеханическая обработка, структура.*

Постановка проблемы

Поиск методов дополнительного упрочнения сплавов с целью повышения эксплуатационных свойств изделий, а зачастую и их удешевления в результате замены материала либо снижения массы детали является актуальной научно-технической проблемой. В связи с этим изучение возможности упрочнения двойных (простых) латуней, являющихся самыми дешевыми из всех сплавов на медной основе, путем термической либо термомеханической обработки представляет как научный, так и практический интерес.

Анализ последних исследований и публикаций

Двойные латуни, содержащие до 39 % цинка (предельная растворимость цинка в меди) и называемые обычно α-латунями, упрочняющей термической обработке, как правило, не подвергают. Однако установлено, что уже при содержании цинка, превышающем 30…32 %, такие латуни становятся двухфазными и склонными к старению в случае ускоренного охлаждения после отжига или деформации [1]. В связи с этим можно ожидать заметного эффекта упрочнения латуней с содержанием цинка близким к пределу его растворимости в α-твердом растворе, при реализации закалки с последующим отпуском (старением). В ряде работ имеются сведения о том, что в двухфазных (α+β)-латунях, а также в специальных (легированных) латунях при быстром охлаждении из β-области распад β-фазы может происходить по сдвиговому (мартенситному) механизму [1…3]. Для двойных латуней с содержанием цинка до 39 % такое превращение ранее не изучали.

В литературе отсутствуют данные и в отношении эффективности термомеханической обработки двойных латуней, хотя такое направление воздействия на свойства этих сплавов может оказаться достаточно эффективным.

Цель (задачи) исследования

Целью данной работы является исследование эффективности упрочнения двойной латуни с содержанием цинка, близким к его предельной растворимости в α-твердом растворе, при реализации отпуска и низкотемпературной термомеханической обработки после закалки из однофазной β-области.

Основной материал исследования

Исследования выполняли на латуни марки Л63, содержащей 37,5 % цинка (остальное – медь). Образцы, изготовленные из проката диаметром 25 мм, после рекристаллизационного отжига нагревали до температуры 830±10 ºС для получения однофазной структуры, состоящей из кристаллов β-фазы, выдерживали 15…20 мин. и охлаждали в воде. Затем часть образцов подвергали отпуску с разной длительностью выдержки (τ_o) при температурах 230…250 ºС (τ_o=15…120 мин.) и 330…350 ºС (τ_o=5…30 мин.). Другую часть образцов перед отпуском по аналогичным режимам подвергали холодной пластической деформации прокаткой за 12 проходов с суммарной степенью деформации около 35 %.

Сопоставление условий и особенностей деформирования образцов после закалки и сравнительных образцов, не подвергавшихся такой обработке (в исходном состоянии), позволяет считать, что по технологической пластичности закаленное состояние латуни является более предпочтительным. В закаленных образцах мелкие трещины на их торцевой поверхности появлялись лишь после деформации со степенью обжатия не менее 40 %. В сравнительных же образцах такие трещины начинали появляться уже при степени деформации 30…35 %, а при более высоких ее значениях (около 40 %) фиксировали образование грубых трещин с хрупким характером излома. При этом средний коэффициент

ISSN 2518-1653 (online). Интернет: vestnik.donntu.org

упрочнения сплава *K* (по результатам измерения твердости) в интервале степеней деформации 0…40 % для закаленных образцов (*K*=16,5 Н/мм^2 на 1 % степени деформации) оказался примерно в 1,2 раза выше такового в случае деформации сравнительных образцов (*K*=13,5 Н/мм^2 на 1 % степени деформации).

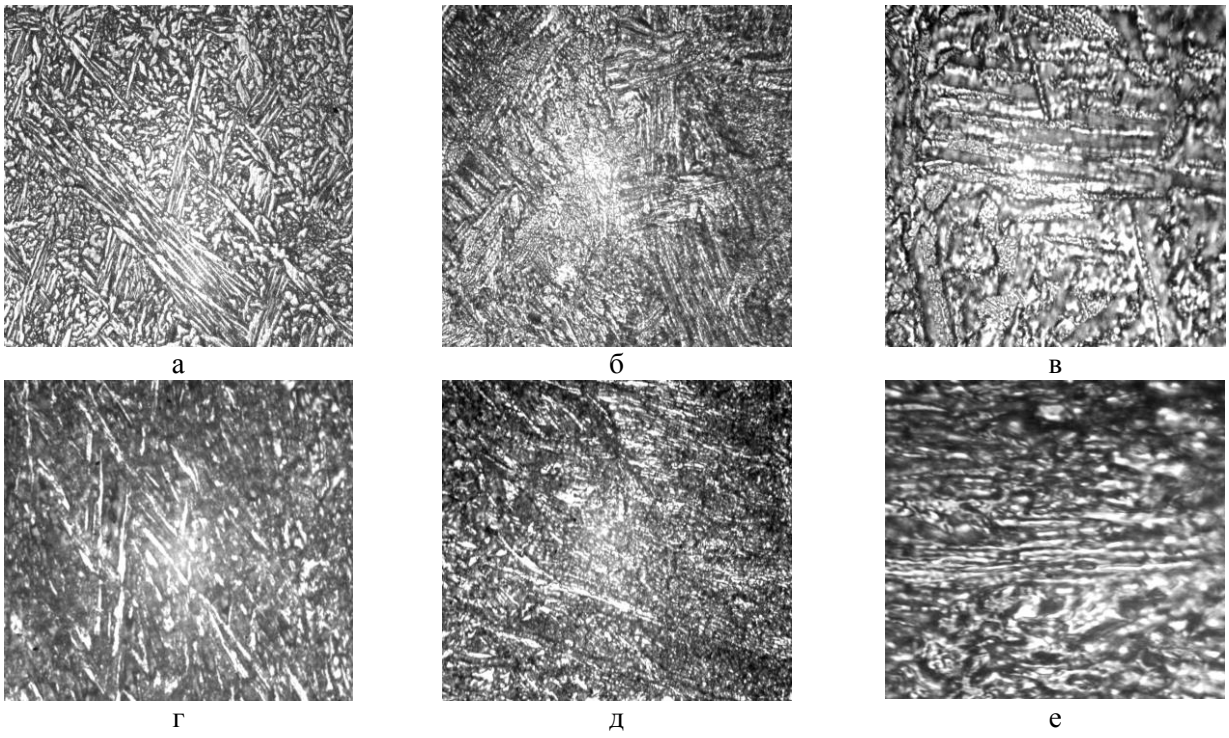
Структура латуни в исходном (отожженном) состоянии была двухфазной и по фазовому составу включала 68 % α-твердого раствора и 32 % β-фазы. На рис. 1 приведена микроструктура латуни после различных режимов обработки.

Из анализа рис. 1а следует, что в результате закалки из β-области формируется мартенситоподобная структура, состоящая из кристаллов α-твердого раствора в форме игл или чаще пластин (светлая составляющая) и остатков β-фазы (темная составляющая) при количественном соотношении α:β=53:47. Такая форма кристаллов α-твердого раствора может свидетельствовать о том, что превращение β→α при быстром охлаждении произошло по сдвиговому механизму. Образовавшаяся α-фаза будет пересыщенным (по цинку) твердым раствором на основе меди, а промежуточная β-фаза будет пересыщена медью. Следовательно, обе эти фазы после закалки являются метастабильными и будут способны к распаду в ходе последующего отпуска.

Закалка из однофазной β-области не приводила к упрочнению латуни в сравнении с исходным состоянием: твердость перед закалкой составляла *HV* 1250±20 Н/мм^2, а после закалки – *HV* 1210±20 Н/мм^2. Холодная пластическая деформация предварительно закаленной латуни способствовала повышению твердости примерно в 1,5 раза при степени деформации 35 % (до *HV* 1850±30 Н/мм^2).

Рис. 2 иллюстрирует характер изменения твердости латуни в результате отпуска при реализации как термической, так и низкотемпературной термомеханической (НТМО) обработки. При реализации отпуска при температуре 230…250 ºС для образцов, не подвергавшихся пластической деформации, повышение твердости на 40…43 % происходит с увеличением длительности выдержки до 75 мин. (рис. 2а, нижняя кривая) (табл. 1, столбец «ΔHV_{TO}»). Дальнейшее увеличение длительности выдержки до 120 мин. приводило к небольшому разупрочнению латуни при сохранении заметного преимущества в твердости в сравнении с исходным состоянием.

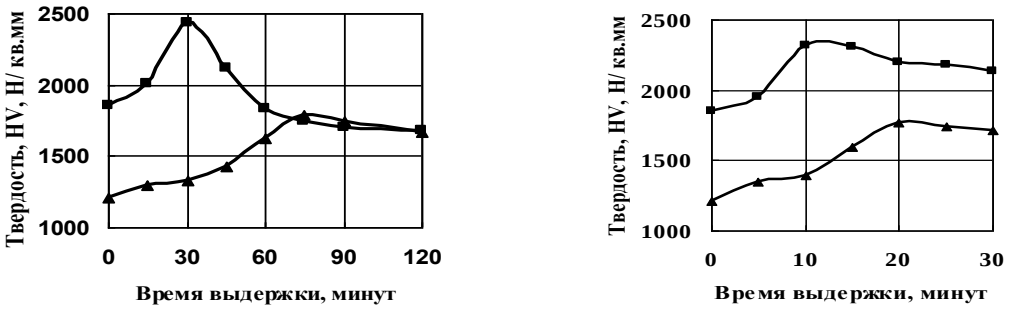
Табл. 1 содержит информацию об абсолютной и относительной разнице в значениях твердости латуни при сравнении трех вариантов состояния сплава: исходного (после рекристаллизационного отжига); после термической обработки, включающей закалку из β-области и старение по различным режимам; после НТМО,



а б в г д е

Рис. 1. Микроструктура латуни после термической и низкотемпературной термомеханической обработки:
а – ×500; *б, г, д* – ×1000; *в, е* – ×2000;
а, г – перед отпуском в закаленном состоянии и после холодной пластической деформации;
б, в, д, е – после отпуска при 230…250 ºС с выдержкой 30, 75 и 120 мин.

ISSN 2518-1653 (online). Интернет: vestnik.donntu.org



а б

Рис. 2. Влияние длительности выдержки при отпуске на твердость латуни при температурах:
а – 230…250 ºС; *б* – 330…350 ºС;
■ – после НТМО; ▲ – после термической обработки

включающей закалку из β-области, холодную пластическую деформацию и старение по различным режимам. При этом проводили сравнение вариантов №№ 1 и 2, №№ 1 и 3, №№ 2 и 3.

Реализация низкотемпературной термомеханической обработки по схеме: закалка из однофазной β-области → холодная пластическая деформация с суммарной степенью обжатия 35 % → отпуск при температуре 230…250 ºС обеспечивает значительно больший эффект упрочнения в сравнении с обычной термической обработкой (см. рис. 2а).

При реализации НТМО максимальный эффект упрочнения наблюдали при меньшей более чем в 2 раза (в сравнении с обычной термической обработкой) длительности выдержки при отпуске (30 мин.). При этом максимальная твердость латуни после НТМО почти в 2 раза превышала ее твердость в исходном и закаленном состояниях и более чем на 30 % – ее твердость после холодной пластической деформации. Это свидетельствует о том, что не только наклеп, обусловленный реализацией холодной пластической деформации, является причиной существенных различий в твердости латуни после НТМО, но и факторы, связанные с развитием процессов старения в условиях повышенной плотности дефектов кристаллического строения.

Различие же между максимальными значениями твердости латуни после НТМО и обычной термической обработки составили около 40 % (см. рис. 2) (табл. 1).

Процесс упрочнения сплава до достижения максимума на кривой изменения твердости от длительности выдержки при отпуске в случае реализации НТМО происходит значительно более интенсивно, чем в случае простой термической обработки (см. рис. 2а). Однако и разупрочнение латуни при дальнейшем увеличении длительности выдержки после достижения пика твердости также развивается весьма интенсивно, приближая значения твердости к полученным после обычной термической обработки.

Табл. 1. Различия в твердости при сравнении вариантов «термическая обработка – исходное состояние», ΔHV_{TO}; «термомеханическая обработка – исходное состояние», ΔHV_{HTMO} и «термомеханическая обработка – термическая обработка», $\Delta HV_{HTMO/TO}$

Температура отпуска, ºС	Длительность выдержки, мин.	ΔHV_{TO}		ΔHV_{HTMO}		$\Delta HV_{HTMO/TO}$	
		Н/мм^2	%	Н/мм^2	%	Н/мм^2	%
Без отпуска	0	-40	-3,2	600	48	640	52,9
230…250	15	50	4	760	60,8	710	54,6
	30	80	6,4	1180	94,4	1100	82,7
	45	180	14,4	870	69,6	690	48,2
	60	370	29,6	580	46,4	210	13
	75	540	43,2	500	40	-40	-2,2
	90	490	39,2	450	36	-40	-2,3
	120	420	33,6	430	34,4	10	0,6
330…350	5	100	8	700	56	600	44,4
	10	140	11,2	1065	85,2	925	66,5
	15	340	27,2	1055	84,4	715	45
	20	520	41,6	950	76	430	24,3
	25	490	39,2	930	74,4	440	25,3
	30	460	36,8	880	70,4	420	24,6

Примечание: знак «-» означает уменьшение показателя в сравнении с соответствующим базовым вариантом, а отсутствие знака – его увеличение.

ISSN 2518-1653 (online). Интернет: vestnik.donntu.org

В случае длительности выдержки, превышающей 60 мин. при температуре отпуска 230…250 ºС показатели твердости для обоих вариантов обработки практически совпадают (см. рис. 2а).

Повышение температуры отпуска до 330…350 ºС приводит к смещению максимумов твердости в сторону меньшей длительности выдержки: до 20…25 мин. в случае термической обработки и до 10…15 мин. в случае НТМО (см. рис. 2б). При этом максимальное достигаемое значение твердости после обычной термической обработки мало отличается от такового в случае более низкой температуры отпуска. В случае же реализации НТМО максимальный уровень твердости оказывается несколько ниже полученного при более низкой температуре отпуска. Однако интенсивность снижения твердости латуни с повышением длительности выдержки после достижения максимума в случае отпуска при 330…350 ºС оказывается заметно ниже, чем в случае отпуска при 230…250 ºС (см. рис. 2а, б, кривые 2). Поэтому и твердость латуни после НТМО во всем реализованном интервале длительностей выдержки при 330…350 ºС (до 30 мин.) оказывается заметно выше твердости, полученной после обычной термической обработки.

Высокотемпературный нагрев под закалку обеспечивает получение однофазной структуры латуни, представляющей собой кристаллы промежуточной β-фазы переменного состава на основе электронного соединения CuZn с концентрацией цинка, соответствующей таковой в сплаве (37,5 %). В результате последующего быстрого охлаждения (в воде) часть исходной β-фазы претерпевает сдвиговое превращение в α-твердый раствор цинка в меди с той же концентрацией цинка, кристаллы которого приобретают преимущественно форму пластин (см. рис. 1а). Другая часть исходной β-фазы сохраняется непревращенной вплоть до комнатной температуры.

Вследствие быстрого охлаждения процессы упорядочения в β-фазе не происходят, поэтому сплав в закаленном состоянии сохраняет высокую пластичность и достаточно хорошо деформируется в холодном состоянии. Эффект более высокой пластичности латуней, в которых α-фаза размещается на общем фоне кристаллов β-фазы в форме тонких игл, в сравнении со сплавами, где α-фаза выделяется в виде изомерных кристаллов, наблюдали уже достаточно давно [4]. Как отмечалось выше, закалка латуни, несмотря на развитие фазового превращения β→α по сдвиговому механизму, не приводит к упрочнению сплава.

Основными факторами, обуславливающими упрочнение латуни в процессе отпуска, являются следующие:

– распад пересыщенного (по цинку) α-твердого раствора: $\alpha_{пер.} \rightarrow \alpha+\beta$;

– распад пересыщенной медью β-фазы: $\beta_{пер.} \rightarrow \beta+\alpha$;

– процесс упорядочения β-фазы: $\beta \rightarrow \beta'$.

При этом основной вклад в упрочнение сплава следует ожидать в результате распада пересыщенного α-твердого раствора, когда по границам и внутри его пластин выделяются дисперсные включения β-фазы (см. рис. 1б, в). Распад пересыщенной β-фазы путем выделения из нее дисперсных включений α-твердого раствора происходит медленнее и его активного развития следует ожидать при более длительных выдержках, а также с повышением температуры старения. При реализации закалки и отпуска включения α-твердого раствора внутри зерен β-фазы наблюдали в оптическом микроскопе после выдержки длительностью 75 и более мин. (см. рис. 1б). Следовательно, можно полагать, что достижению максимума твердости способствует развитие процессов распада обеих метастабильных фаз, однако вклад в упрочнение процесса распада β-фазы может быть менее заметным, чем процесса распада α-твердого раствора.

Значительного упрочнения латуни следует ожидать в результате развития процесса упорядочения в промежуточной β-фазе, поскольку упорядоченная β′-фаза является значительно более твердой, чем неупорядоченная β-фаза [1]. Однако при относительно невысоких температурах нагрева этот процесс происходит медленно и его эффект будет заметным лишь при длительной выдержке при отпуске. Можно предположить, что именно благодаря развитию процессов упорядочения β-фазы сохраняется повышенный уровень твердости латуни после отпуска длительностью более 75 мин. при 230…250 ºС и более 20 мин. при 330…350 ºС (см. рис. 2).

Основными же причинами разупрочнения латуни при длительных выдержках в процессе отпуска, как и в случае многих других сплавов, подвергающихся закалке без полиморфного превращения и последующему отпуску (старению), следует считать укрупнение кристаллов α- и β-фаз, выделившихся из соответствующих исходных пересыщенных твердых растворов (см. рис. 1б, в), а также, очевидно, и развитие начальных стадий рекристаллизации в пластинах α-твердого раствора (см. рис. 1в). Одновременное развитие процесса упорядочения в β-фазе, являющегося по воздействию на твердость латуни конкурентным по отношению к указанным

ISSN 2518-1653 (online). Интернет: vestnik.donntu.org

выше разупрочняющим факторам, очевидно, может способствовать уменьшению интенсивности снижения твердости сплава с увеличением длительности выдержки при отпуске.

При реализации низкотемпературной термомеханической обработки дополнительное упрочнение латуни (в сравнении с обычной термической обработкой) обеспечивается влиянием следующих основных факторов:

– увеличением количества мест возможного зарождения кристаллов избыточных фаз при распаде пересыщенных α-твердого раствора и β-фазы и повышением степени дисперсности структуры (см. рис. 1б, д);

– повышением плотности дислокаций как в α-твердом растворе, так и в β-фазе в результате холодной пластической деформации, предшествующей старению, что обеспечивает не только собственно наклеп, но и увеличение количества частиц, выделяющихся при отпуске частиц упрочняющих фаз.

Холодная пластическая деформация латуни перед отпуском вызывает смещение пика твердости в направлении меньшей длительности выдержки при отпуске в сравнении с обычной упрочняющей термической обработкой, вследствие прежде всего интенсификации процессов распада метастабильных α- и β-фаз в результате увеличения вероятности зарождения кристаллов избыточных фаз из-за образования в исходных кристаллах новых возможных мест их зарождения (скоплений дислокаций и вакансий, двойников, полос скольжения и др.). Следует учитывать также и увеличение термодинамического стимула к распаду пересыщенных фаз под влиянием повышенной плотности дефектов кристаллического строения, обусловленной предшествующей деформацией.

Процесс разупрочнения латуни в цикле НТМО начинается при меньших выдержках при отпуске и может развиваться на начальных его стадиях даже более интенсивно, чем в цикле обычной термической обработки, включающей закалку и отпуск (см. рис. 2) (табл. 1). При этом, очевидно, основной вклад в разупрочнение сплава вносит не только укрупнение выделившихся на предыдущих стадиях частиц избыточных фаз, но в большей мере – снижение степени наклепа, обусловленного предшествующей деформацией, в результате уменьшения степени искаженности кристаллических решеток обеих фаз, уменьшения плотности дислокаций в результате развития процессов возврата и рекристаллизации, прежде всего, в α-твердом растворе. Рис. 1е иллюстрирует то, что уже после выдержки длительностью 75 мин. при температуре 230…250 ºС первичная рекристаллизация в α-твердом растворе происходит в достаточно высокой степени, хотя структура сплава остается весьма дисперсной. В соответствии с известными данными, температура начала рекристаллизации латуни Л63 находится в пределах 250…400 ºС, причем с повышением содержания цинка эта температура снижается [5]. При этом в сильно деформированных двухфазных латунях температура начала рекристаллизации α-фазы ниже, чем β-фазы, а рост рекристаллизованных зерен α-фазы сдерживают нерекристаллизованные зерна β-фазы [3].

Исходя из анализа полученных данных, при выполнении упрочняющей термической обработки двойной латуни с содержанием цинка, близким к его предельной растворимости в α-твердом растворе, с реализацией закалки с нагревом в однофазную β-область с целью обеспечения максимальной твердости сплава длительность выдержки при отпуске при температуре 230…250 ºС должна составлять 75…90 мин., а при температуре 330…350 ºС – 20…30 мин. При реализации более эффективной в плане упрочнения сплава низкотемпературной термомеханической обработки длительность выдержки в процессе отпуска должна быть существенно ниже: 30…45 мин. при температуре 230…250 ºС и 10…15 мин. при температуре 330…350 ºС. В последнем случае длительность выдержки может быть увеличена до 30 мин. без опасения в отношении заметного разупрочнения сплава.

Выводы

Обоснована возможность существенного упрочнения двойных латуней с содержанием цинка меньшим, чем его предельная растворимость в α-твердом растворе, путем его термической либо низкотемпературной термомеханической обработки с реализацией закалки с нагревом в однофазную β-область, когда в ходе последующего быстрого охлаждения α-фаза образуется по сдвиговому механизму.

Реализация НТМО по схеме: закалка → холодная пластическая деформация → отпуск необходимой длительности – позволяет увеличить эффективность упрочнения на 35…40 % в сравнении с упрочняющей термической обработкой латуни при снижении продолжительности выдержки при отпуске в 2…2,5 раза.

Выполнение холодной пластической деформации перед отпуском способствует интенсификации процессов распада метастабильных фаз, достижению пика твердости при меньших длительностях выдержки, измельчению структуры латуни.

ISSN 2518-1653 (online). Интернет: vestnik.donntu.org

Список литературы

1. Колачев, Б.А. Металловедение и термическая обработка цветных металлов и сплавов: Учебник для вузов / Б.А. Колачев, В.И. Елагин, В.И. Ливанов. – М.: МИСиС, 2005. – 432 с.
2. Мирзаев, Д.А. Особенности превращения β-фазы в сплавах меди при охлаждении в широком интервале температур / Д.А. Мирзаев, В.М. Счастливцев, И.Л. Яковлева // Структура и свойства аустенитных сталей и сплавов: VI Всероссийская научно-техническая конференция, 10-14 сентября 2001 г., г. Екатеринбург. – Екатеринбург, 2001. – С. 46.
3. Варлимонт, Х. Мартенситные превращения в сплавах на основе меди, серебра и золота / Х. Варлимонт, Л. Дилей. – М.: Наука, 1980. – 205 с.
4. Смирягин, А.П. Промышленные цветные металлы и сплавы. – М.: Металлургия, 1956. – 396 с.
5. Осинцев, О.Е. Медь и медные сплавы: справочник / О.Е. Осинцев, В.Н. Федоров. – М.: Машиностроение, 2004. – 336 с.

V.P. Gorbatenko /Dr. Sci. (Eng.)/
Donetsk National Technical University (Donetsk)

HARDENING THERMAL AND THERMO-MECHANICAL TREATMENT OF DOUBLE BRASS WITH QUENCHING FROM β-AREA

Background. *The double brasses additional hardening allows assuring such in-service properties of the alloy as wear resistance, contact strength, service life. That is why the estimation of efficiency of thermal and thermo-mechanical treatment use for the strengthening of such alloys is the actual issue of physical metallurgy.*

Materials and/or methods. *The efficiency of double brass hardening with Zn content near its maximum solubility in an α-solid solution was studied by processing with the following two technological procedures: a) quenching from a single-phase β-area followed by tempering (conventional heat treatment); b) quenching from a single-phase β-area, cold plastic deformation and subsequent tempering (low-temperature thermo-mechanical treatment – LTMT). The tempering was carried out at elevated temperatures – 230...250 and 330...350 °C with a change in the holding time within 5...120 minutes.*

Results. *It was determined that the formation of a two-phase structure is a result of quenching. This structure consists of the plate- or needle-shaped crystals of the supersaturated α-solid solution as the result of shear transformation β→α and retained in supersaturated state β-phase. The quenching didn't increase brass hardness. When tempering in the procedure of both conventional heat treatment and LTMT, an increase in the holding time to a certain level caused a hardening of brass as a result of the decomposition of supersaturated phases, primarily, an α-solid solution with the formation of dispersed precipitation of excess stages. As the tempering temperature increases, these processes are accelerated, which leads to a reduction in the holding time to achieve a maximum hardness of the brass.*

Conclusion. *Implementation of LTMT allowed a high level of hardening of brass (about 35...40 %, compared to a maximum hardness level), the halving in exposure time for a maximum level of hardening, refinement of the structure compared to conventional heat treatment. Compared to the state after the recrystallisation hardening, the hardness of double brass with 37.5 % Zn content after LTMT increases 1.8…1.9 times.*

Keywords: *double brass, quenching, tempering, thermo-mechanical treatment, structure.*

Сведения об авторе
В.П. Горбатенко
SPIN-код: 8463-3786
Телефон: +380 (50) 695-25-08
Эл. почта: fm@fizmet.donntu.org

Статья поступила 15.06.2020 г.
© В.П. Горбатенко, 2020
Рецензент д.т.н., проф. А.В. Яковченко

УДК 621.771.001.57

С.А. Снитко /д.т.н./, А.В. Яковченко /д.т.н./, В.В. Пилипенко
ГОУ ВПО «Донецкий национальный технический университет» (Донецк)
Н.И. Ивлева

РАЗРАБОТКА КАЛИБРОВКИ ДЛЯ ПРОКАТКИ ГЛАВНОГО ВАЛКА КОЛЕСОПРОКАТНОГО СТАНА НА КОЛЬЦЕПРОКАТНОМ СТАНЕ

Предложено рассмотреть главный валок колесопрокатного стана как новый экономичный профиль, контур радиального сечения которого представляет собой фланец с наружным гребнем, изготовленный прокаткой на кольцепрокатных станах. Выполнено автоматизированное проектирование соответствующих контуров чистового и чернового фланцев, калибровок для их штамповки и прокатки, а также проверка калибровки путем конечно-элементного моделирования процесса прокатки кольцевой заготовки с гребнем на кольцепрокатном стане.

***Ключевые слова**: главный валок колесопрокатного стана, фланец с наружным гребнем, прокатка на кольцепрокатном стане, автоматизированное проектирование калибровок, конечно-элементное моделирование процесса прокатки.*

Постановка проблемы

Экономия металла определяется снижением металлоемкости проката и повышением его точности, что обуславливает необходимость создания новых экономичных профилей. Главный валок колесопрокатного стана контактирует в процессе горячей прокатки с поверхностью катания обода колеса и подвержен износу.

Новые валки изготавливают после окончания срока их службы, а также при освоении производства новых профилеразмеров колес. Предложено рассмотреть сами валки как новый экономичный профиль, который также можно изготовить прокаткой, но уже на кольцепрокатных станах.

Анализ последних исследований и публикаций

Разработка технологии штамповки и прокатки главных валков колесопрокатных станов, контур радиального сечения которых представляет собой фланец с наружным гребнем, включает ряд этапов. К ним относятся проектирование контуров чистового, а затем и чернового фланцев, калибровок для их штамповки и прокатки, а также проверка калибровок путем конечно-элементного моделирования соответствующих процессов горячей деформации металла. Для проектирования чистовых и черновых фланцев с наружным гребнем, а также калибровок для их штамповки и прокатки рационально использовать методы и специализированные компьютерные программы, которые созданы в работах [1…3].

Цель (задачи) исследования

Целью работы является проектирование калибровки для прокатки на кольцепрокатном стане главных валков колесопрокатных станов, контур радиального сечения которых представляет собой фланец с наружным гребнем, и проверка калибровки путем конечно-элементного моделирования процесса прокатки кольцевой заготовки с гребнем.

Основной материал исследования

С использованием контура сечения механически обработанного главного валка колесопрокатного стана спроектирован контур соответствующего чистового технологического фланца (рис. 1). На его основе затем выполнено проектирование соответствующего профиля чернового фланца и калибровок (рис. 2…6).

Разработанный метод и специализированная компьютерная программа, представленные в работе [1], обеспечивают возможность автоматизированного проектирования контуров сечений чистовых фланцев. Предусмотрен расчет основных параметров кольца и контура его сечения, а также выполнение чертежей с автоматической простановкой размеров. Основой метода проектирования чистовых фланцев являются созданные в работе [1] библиотеки элементов, из которых эти профили состоят. Пользователь выбирает необходимую комбинацию элементов, задает их размеры, а программа в автоматическом режиме объединяет элементы и проектирует профиль фланца. Контрольное построение чистового технологического фланца показано на рис. 1.

ISSN 2518-1653 (online). Интернет: vestnik.donntu.org

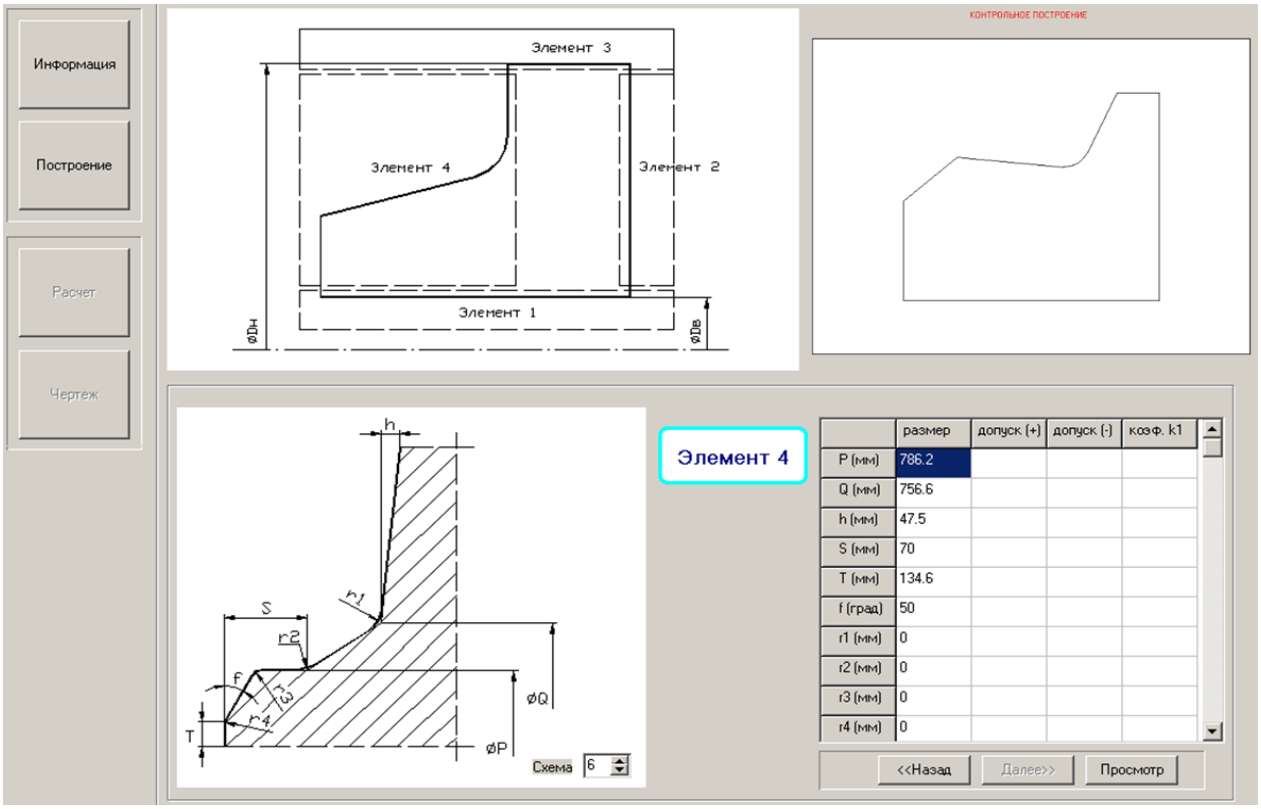


Рис. 1. Задание исходной информации для проектирования чистового технологического фланца и его контрольное построение

Сущность метода автоматизированного проектирования профилей черновых фланцев, изложенного в работе [2], заключается в следующем.

По различным элементам профиля задаются номинальные припуски, определяемые припусками на механическую обработку и допускаемыми отклонениями. Припуски назначают с целью устранения дефектного слоя металла и обеспечения требуемых размеров.

Порядок задания номинальных припусков по контуру фланца определен разработанной схемой, показанной в окне программы на рис. 2. Здесь показаны точки, в которых нормируются номинальные припуски. Их значения, а также ряд дополнительных размеров указываются в вертикально расположенной таблице.

После задания всей требуемой информации выполняют проектирование профиля чернового фланца по номинальным размерам. Цифровая информация об указанном контуре в виде координат точек сопряжений, координат точек центров дуг и значений радиусов этих дуг рассчитывается на базе математических моделей [4] и аналогичной информации по контуру чистового фланца.

Следующее окно программы (рис. 3) становится доступным после нажатия кнопки «перейти к таблице размеров» в предыдущем окне (рис. 2). В нем под схемой фланца предусмотрена таблица, в которую автоматически заносятся его номинальные размеры, автоматически рассчитываемые программой на основе соответствующих размеров чистового технологического фланца и заданных номинальных припусков.

Допуски на прокатку задаются в таблицу (рис. 3) для тех размеров, у которых они предусмотрены. По остальным соответствующие ячейки остаются пустыми. В последней строке таблицы для любого из размеров, имеющих поле допуска, можно задать индивидуальный коэффициент $k1$, отличающийся от базового значения, установленного ранее. Коэффициент $k1$ изменяется в диапазоне 0…1 и определяет требуемую часть поля допусков (например, при $k1=0$ выполняется проектирование по наименьшим размерам профиля, при $k1=1$ – по наибольшим размерам профиля, при $k1=0{,}5$ – с учетом среднего поля допусков).

Любой размер чернового фланца, вычисленный автоматически, может быть изменен калибровщиком (рис. 3). В этом случае, чтобы исключить автоматический перерасчет размеров, необходимо установить флажок в окне «произвольные размеры». Снятие флажка позволяет вернуться к прежнему режиму расчета.

После задания всей требуемой информации выполняют контрольное построение профиля чернового фланца по номинальным размерам или с учетом требуемой части полей допусков, а затем после его просмотра получают и

ISSN 2518-1653 (online). Интернет: vestnik.donntu.org

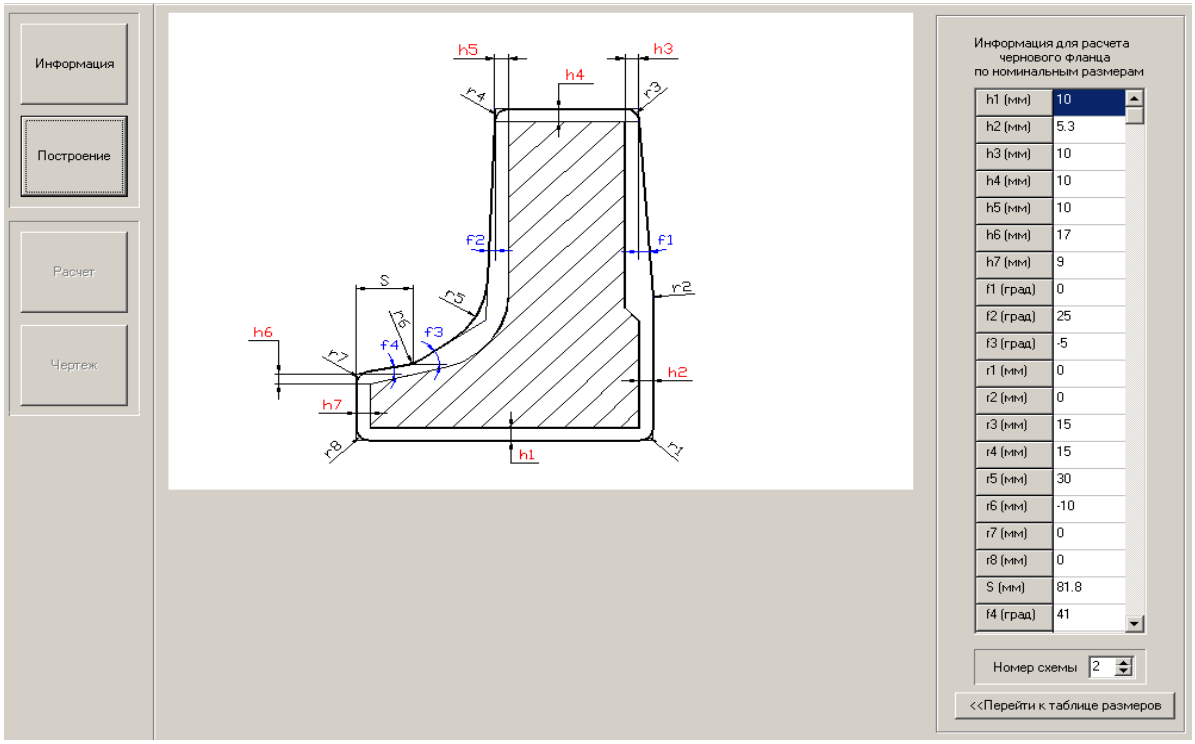


Рис. 2. Окно задания номинальных припусков для чернового фланца

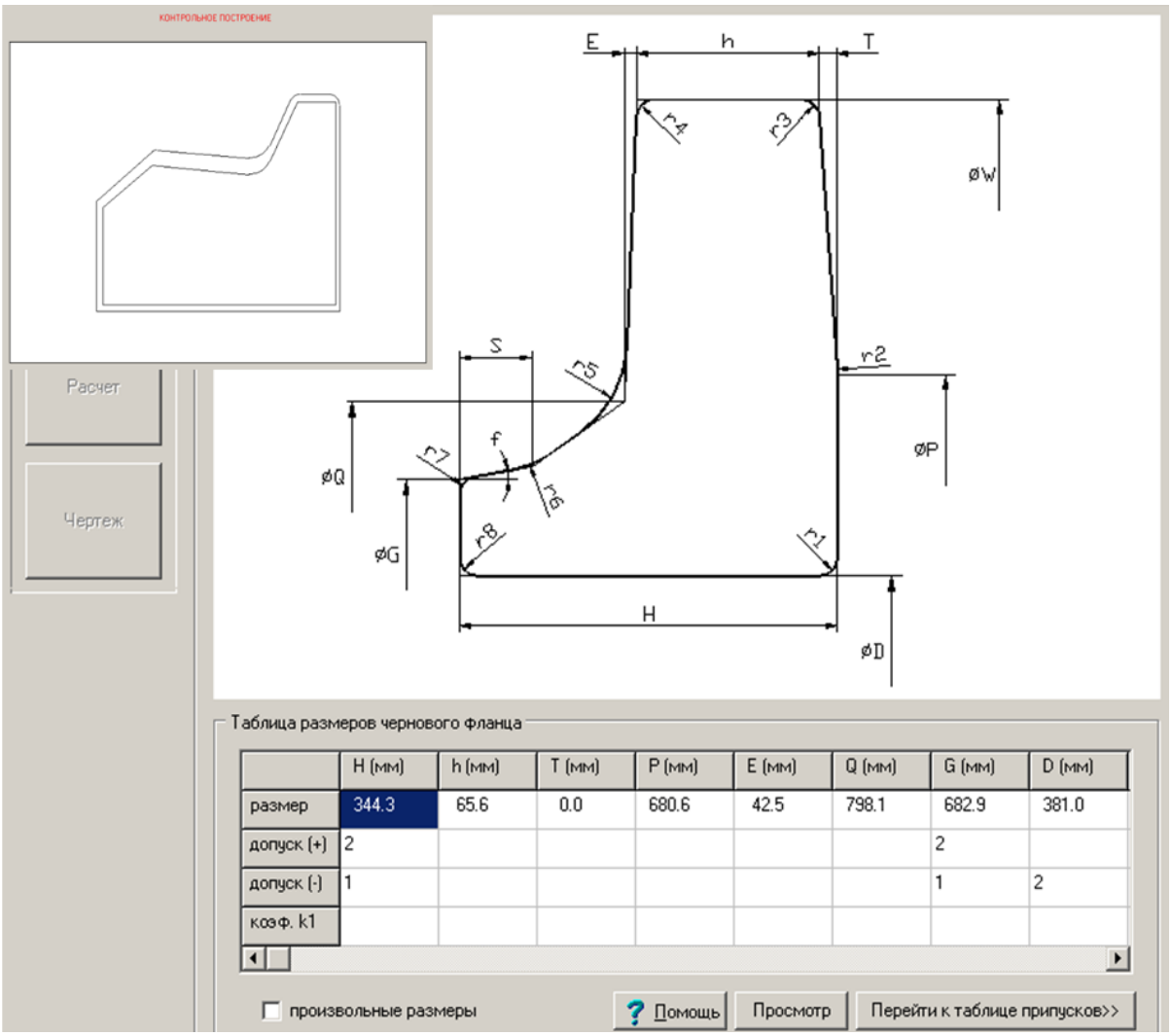


Рис. 3. Окно задания поля допусков на прокатку чернового фланца

ISSN 2518-1653 (online). Интернет: vestnik.donntu.org

анализируют результаты расчетов и чертеж, который выполняется с автоматической простановкой размеров.

На рис. 4 представлены результаты расчета основных параметров чернового фланца, контура его сечения с учетом температурного расширения металла (соответствующий коэффициент равен 1,015) и параметров исходной заготовки.

После учета температурного расширения металла получают контур, который, по сути, является калибровкой по «металлу» для кольцепрокатного стана. Он обеспечивает проектирование калибровки валков и, соответственно, контуров ручьев, нарезаемых в валках (рис. 5). Здесь для наглядности в контур чернового фланца вписан контур сечения чистового механически обработанного главного валка колесопрокатного стана.

В работе [3] представлены метод и специализированная компьютерная программа проектирования калибровок для штамповки заготовок с гребнем.

На основе калибровки кольцепрокатного стана выполняется разработка калибровки заготовочного пресса.

Контур заготовки с гребнем, получаемый штамповкой на прессе, разрабатывается на базе представленного на рис. 5 контура сечения чернового фланца, прокатанного на стане. Разработка калибровки выполняется в окне программы, показанном на рис. 6.

Здесь в левом поле окна показана схема контура проектируемой заготовки. Для ввода исходной информации служит вертикальная таблица, расположенная справа от нее. Левое нижнее поле предназначено для вывода расчетных параметров заготовки: массы, площади ее радиального сечения и высоты кольцевой части фланца.

На рис. 6 представлено контрольное построение захода профиля, полученного штамповкой на прессе, в калибр кольцепрокатного стана.

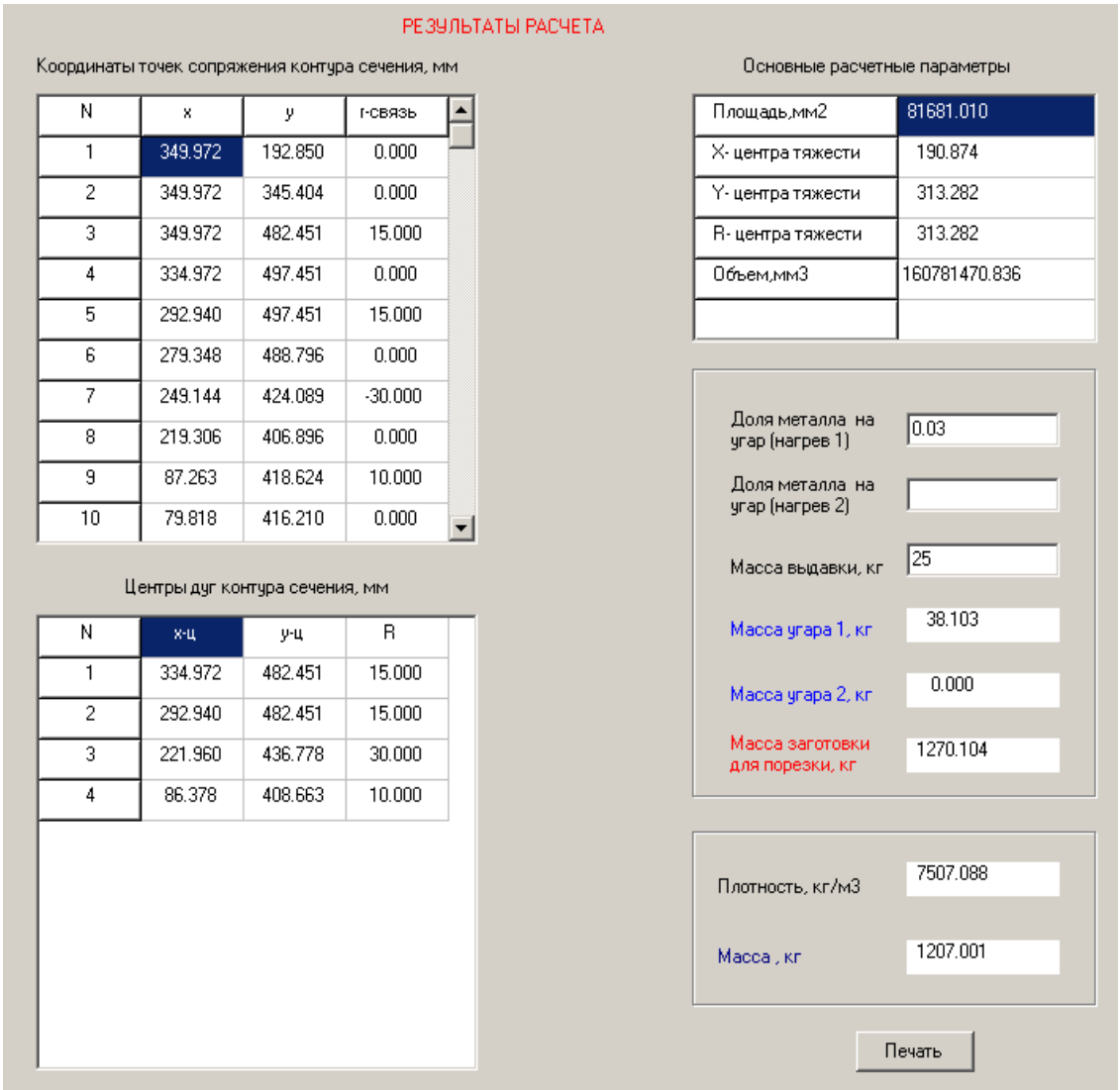


Рис. 4. Результаты расчета основных параметров чернового фланца, контура его сечения и параметров исходной заготовки

ISSN 2518-1653 (online). Интернет: vestnik.donntu.org

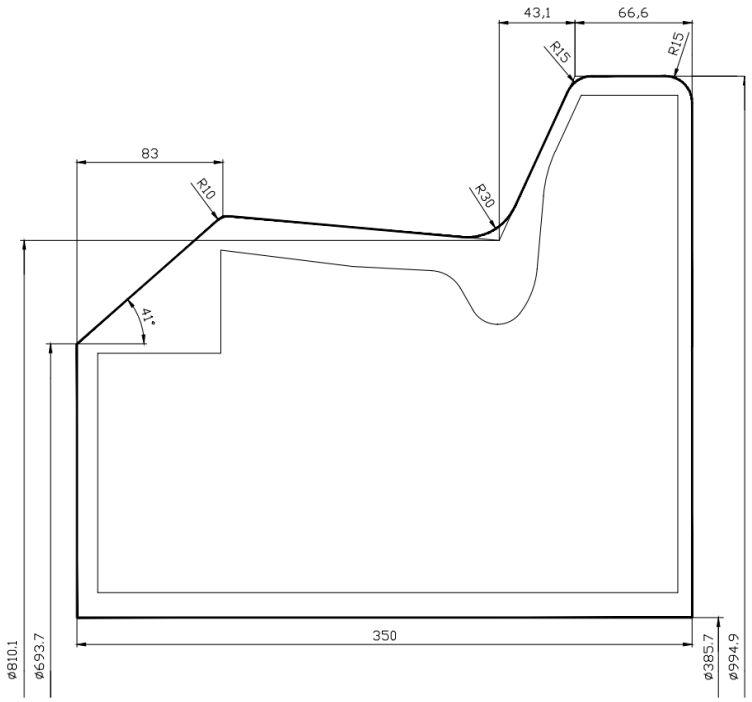


Рис. 5. Проектирование в автоматизированном режиме контура чернового фланца с учетом температурного расширения металла, калибровка по металлу для кольцепрокатного стана с вписанным контуром сечения чистового механически обработанного главного валка колесопрокатного стана

Изменяя в вертикально расположенной таблице размеры гребня проектируемой заготовки, калибровщик обеспечивает заход профиля, исключающий образование заката с левой стороны гребня.

В окне контрольного построения контура проектируемой заготовки (показан красным цветом) и контура, прокатанного из нее на стане чернового фланца (показан синим цветом), предусмотрены размеры *a* и *b* (по умолчанию указываются толщины гребневых частей соответствующих контуров).

Указанные выше контуры совмещаются, при этом по умолчанию скелетные точки контуров, разделяющие их кольцевые и гребневые части, автоматически располагаются на вертикально расположенной прямой, показанной пунктирной линией. В случае необходимости величину *b* калибровщик может изменить. При этом нормирование вытяжек и масс будет осуществляться относительно нейтральной линии, смещенной от скелетной точки, разделяющей гребневую и кольцевую части готового фланца.

В общем случае, изменяя в окне программы величины *H*, *a*, *b*, можно задать требуемое суммарное осевое обжатие отштампованной заготовки наклонными валками кольцепрокатного стана и его распределение на левую и правую стороны профиля. Пунктирная линия, показанная на рис. 6, по существу является нейтральной линией, относительно которой металл в калибре стана течет в его кольцевую и гребневую части. Определение требуемых параметров, в том числе нормирующих заход гребня, выполняется на базе известного технического решения [5], полученного для условий прокатки кольцевых профилей с наружным гребнем.

Разработка калибровки является итерационным процессом. Задаваемые параметры калибровщик может скорректировать по результатам конечно-элементного моделирования рассматриваемого процесса или по результатам опытной прокатки. Важным критерием является соотношение вытяжек в гребневой и кольцевой частях профиля, рассчитываемые значения которых приводятся в таблице, расположенной в правом нижнем поле окна программы (рис. 6). Для предотвращения утяжки гребня по его высоте вытяжка по кольцевой части фланца не должна превышать вытяжку по гребневой части.

В вертикально расположенной таблице, которая служит для ввода исходной информации, задается требуемый внутренний диаметр кольцевой заготовки, получаемой на прессе. Соответственно, автоматически рассчитываются площадь радиального сечения заготовки с пресса и вытяжка при прокатке на стане, которые учитываются при разработке калибровки. В окне программы выполнено также нормирование масс и вытяжек соответствующих частей штампованной заготовки и проката, а также их контрольное построение с учетом захода металла в калибр.

ISSN 2518-1653 (online). Интернет: vestnik.donntu.org

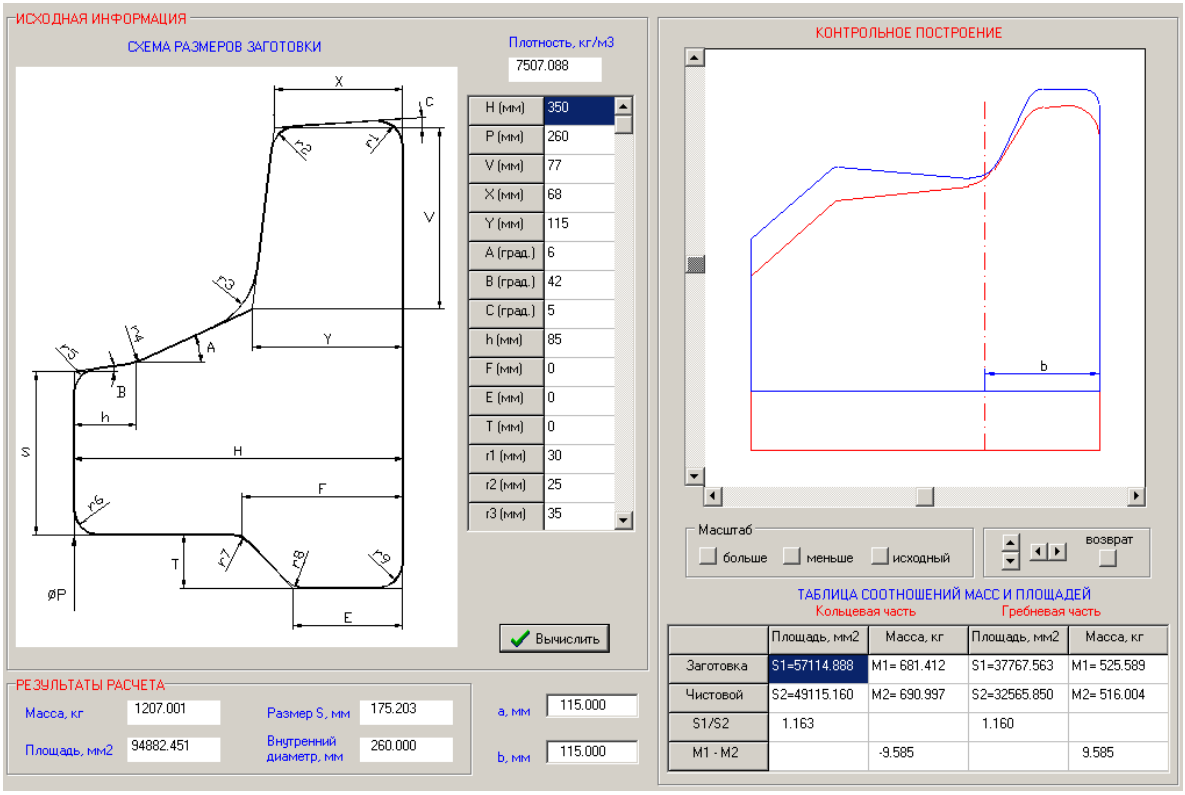


Рис. 6. Проектирование калибровки для штамповки заготовки с наружным гребнем на заготовочном прессе

Автоматизация процесса проектирования калибровки позволяет повысить производительность труда калибровщиков, а также улучшить качество технической документации.

На рис. 7, 8 представлены результаты проверки разработанной калибровки путем конечно-элементного моделирования процесса прокатки кольцевой заготовки с гребнем в калибре, который образован вертикальными валками кольцепрокатного стана.

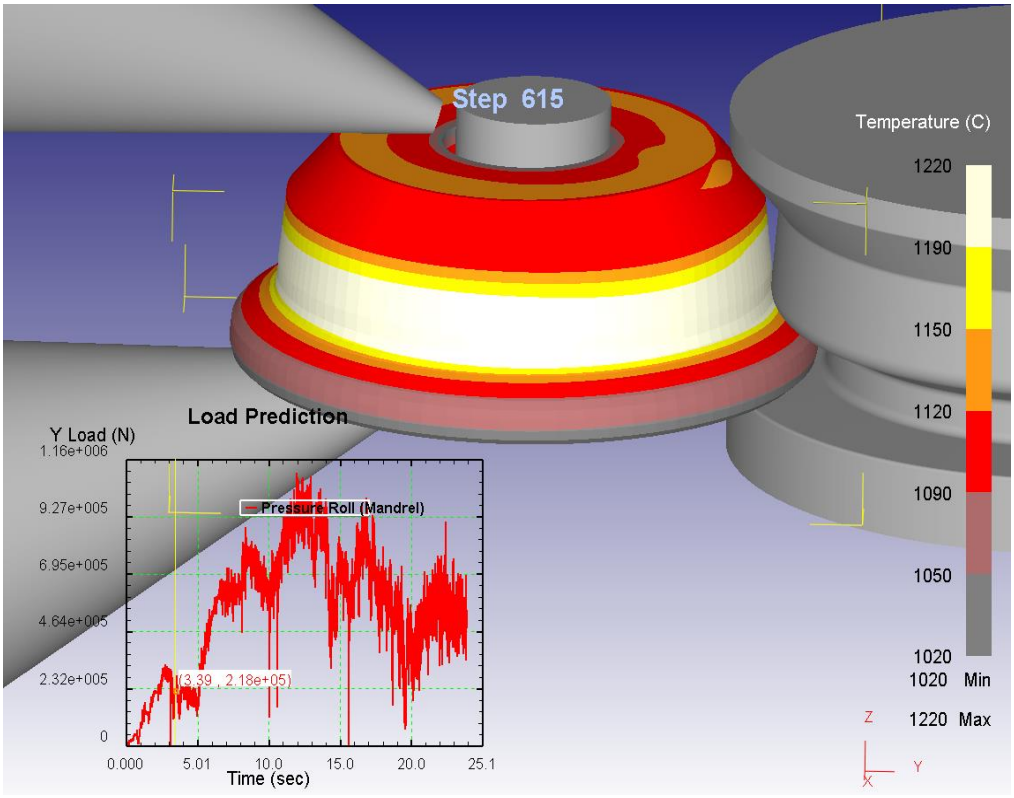


Рис. 7. Моделирование температурного поля в процессе прокатки

ISSN 2518-1653 (online). Интернет: vestnik.donntu.org

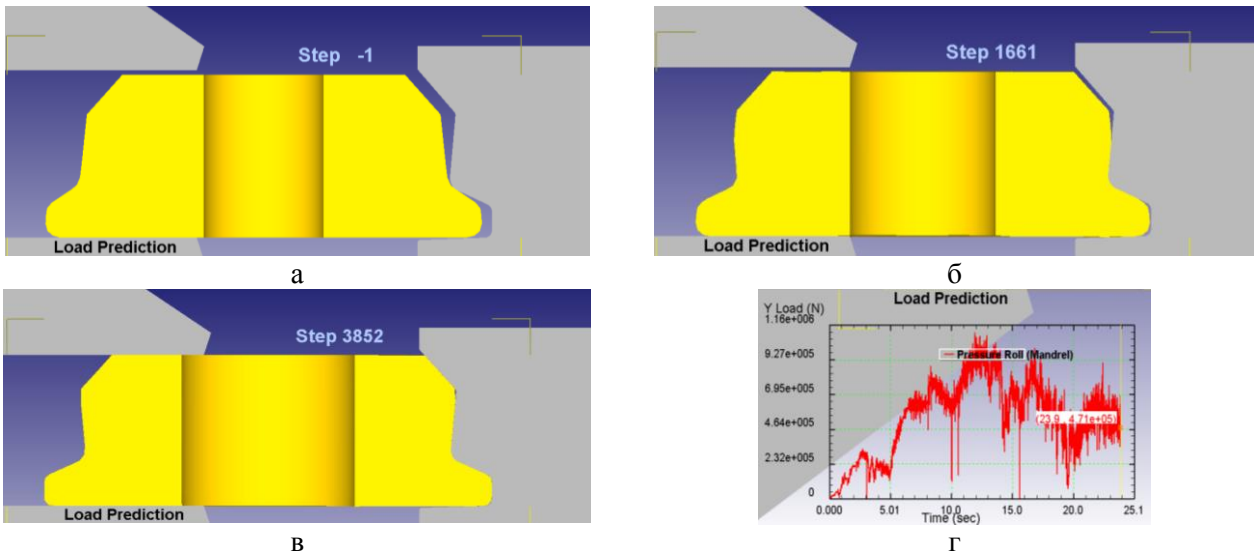


Рис. 8. Конечно-элементное моделирование процесса прокатки главного валка колесопрокатного стана на кольцепрокатном стане:
а – начальный момент прокатки; *б* – промежуточный момент прокатки;
в – конечный момент прокатки; *г* – график силы прокатки

Профиль чернового фланца, показанный на рис. 5, при прокатке формировался между неприводным валком-оправкой и главным приводным валком (см. рис. 7), которые установлены вертикально. Обжатие стенки кольца и соответствующее увеличение его диаметра осуществлялось перемещением валка-оправки в сторону главного валка с помощью гидравлического привода. Стан имеет два конических валка (см. рис. 7, 8), выполняющих обжатие кольца по высоте, которые установлены диаметрально противоположно вертикальным валкам. При прокатке кольцо центрируется роликами, которые удерживают его на оси стана.

Процесс прокатки кольцевых заготовок на кольцепрокатном стане реализован в программной среде DEFORM 3D. Построение модели осуществляли в шаблоне Ring Rolling, который является специализированным модулем, разработанным для решения указанных задач [6…9].

Для кольцевой заготовки использовали пластическую модель материала. В качестве материала использовали конструкционную углеродистую качественную сталь 60, для которой параметры, характеризующие теплофизические свойства, взяли из базы данных DEFORM 3D. Поведение материала заготовки в процессе решения описывали на базе диаграммы «напряжение течения – деформация». В компьютерной программе напряжения и деформации, используемые в указанной диаграмме, являются эквивалентными напряжениями, или напряжениями по Мизесу σ, и эквивалентными деформациями ε.

При моделировании использовали концепцию напряжения течения, в соответствии с которой материал деформируется пластически, а сумма напряжений определяется в зависимости от пошаговой суммы деформаций по кривой течения. Авторами обоснована целесообразность использования для конечно-элементного моделирования процессов прокатки колец зависимости для расчета напряжения течения металла σ, разработанной на базе теории [10].

Для валков выбран недеформируемый тип материала. Дополнительно указаны направление перемещения и закон перемещения валка-оправки, координаты оси вращения и скорость вращения главного валка.

На рис. 7 представлены результаты моделирования неравномерного температурного поля в процессе прокатки (с учетом неравномерного температурного поля перед прокаткой), которое учитывалось при расчетах формоизменения металла (см. рис. 8а…в) и графика силы прокатки в радиальном очаге деформации (см. рис. 8г). Имеет место заполнение металлом всех элементов калибра, сила прокатки не превышает допустимое значение на существующих станах, равное 1,5 МН, что свидетельствует о правильности разработанной калибровки.

Выводы

Прокатка главного валка колесопрокатного стана, контур радиального сечения которого представляет собой фланец с наружным гребнем, на кольцепрокатном стане обеспечивает экономию металла и повышение эффективности производства.

Выполнены автоматизированное проектирование контуров чистового и чернового фланцев,

ISSN 2518-1653 (online). Интернет: vestnik.donntu.org

необходимых для получения путем механической обработки главных валков колесопрокатных станов, калибровок для их штамповки и прокатки, а также проверка калибровки путем конечно-элементного моделирования процесса прокатки кольцевой заготовки с гребнем на кольцепрокатном стане. Установлено, что имеет место выполнение всех элементов профиля, сила прокатки не превышает допустимое значение на существующих станах, равное 1,5 МН, что свидетельствует о правильности разработанной калибровки.

Список литературы

1. Метод автоматизированного проектирования профилей механически обработанных бандажей и фланцев / А.В. Яковченко [и др.] // Ресурсосберегающие технологии производства и обработки давлением материалов в машиностроении: сб. науч. тр. – Луганск: изд-во ЛНУ им. В. Даля, 2017. – №4(21). – С. 38-53.
2. Метод автоматизированного проектирования профилей черновых бандажей и фланцев / А.В. Яковченко [и др.] // Вестник ДонНТУ. – 2019. – №2(16). – С. 109-116.
3. Метод автоматизированного проектирования калибровок инструмента деформации для штамповки и прокатки фланцев / А.В. Яковченко [и др.] // Инновационные перспективы Донбасса. Инновационные технологии проектирования, изготовления и эксплуатации промышленных машин и агрегатов: материалы 5-й Междунар. научн.-практ. конф., 21-23 мая 2019 г., Донецк. – Донецк: ДОННТУ, 2019. – Т.3. – С. 98-103.
4. Яковченко, А.В. Проектирование профилей и калибровок железнодорожных колес: монография / А.В. Яковченко, Н.И. Ивлева, Р.А. Голышков. – Донецк: Донецкий национальный технический университет, 2008. – 491 с.
5. А.с. №1733172 СССР, МКИ В21Н1/08. Способ производства кольцевых изделий с наружным гребнем / А.В. Яковченко [и др.] (СССР). – №4731311/27; заявл. 11.04.89; опубл. 15.05.92.
6. Giorleo, L. Validation of hot ring rolling industrial process 3D simulation / L. Giorleo, C. Giardini, E. Ceretti // International Journal of Material Forming. – 2013. – No.1. Vol.6. – P. 145-152.
7. Mathematic modeling and FE simulation of radial-axial ring rolling large L-section ring by shape axial roll / P. Zhou [et al.] // International Journal of Advanced Manufacturing Technology. – 2014. – No.5-8. Vol. 72. – P.729-738.
8. Kang, J.H. Research on Filling Limit of Profile Ring Rolling on Circumferential Surface // International Journal of Emerging Technology and Advanced Engineering. – 2014. – No.12. Vol.4. – P. 40-45.
9. Deform 3D v6.1 Ring Rolling System Manual. – Columbus: Scientific Forming Technologies Corporation, 2007. – 30 p.
10. Солод, В.С. Математическое моделирование сопротивления деформации при горячей прокатке углеродистых сталей / В.С. Солод, Я.Е. Бейгельзимер, Р.Ю. Кулагин // Металл и литье Украины. – 2006. – № 7-8. – С. 52-56.

S.A. Snitko /Dr. Sci. (Eng.)/, A.V. Yakovchenko / Dr. Sci. (Eng.)/, V.V. Pilipenko
Donetsk National Technical University (Donetsk)
N.I. Ivleva

DEVELOPMENT OF CALIBRATION FOR ROLLING THE MAIN ROLL OF A WHEEL-ROLLING MILL ON A RING-ROLLING MILL

Background. *The production of the main roll of a wheel-rolling mill, the contour of the radial section of which is a flange with an external ridge, on a ring-rolling mill provides metal savings, increases production efficiency and is an urgent task.*

Materials and/or methods. *The main element of stamping and rolling on the ring-rolling mill of the main rolls of wheel-rolling mills, the contour of the radial section of which is a flange with an external ridge, is the calibration of rolls and dies. The design of finishing and roughing flanges with an external ridge, as well as calibrations for their stamping and rolling, can be efficiently performed.*

Results. *Computer-aided design performed of the contours of the finishing and roughing flanges necessary for obtaining by mechanical processing of the main rolls of wheel-rolling mills, calibrations for their stamping on the press and rolling on the ring-rolling mill as well as checking the calibration by finite element process modelling of rolling an annular billet with a ridge on a ring-rolling mill.*

Conclusion. *Based on finite element process modelling of rolling an annular billet with a ridge on a ring-rolling mill, determined that all profile elements are executed, the rolling force does not exceed*

ISSN 2518-1653 (online). Интернет: vestnik.donntu.org

the permissible value of 1.5 MN on existing mills, which indicates that the developed calibration is correct.

***Keywords**: the main roll of the wheel-rolling mill, the flange with an external ridge, rolling on the ring-rolling mill, computer-aided design of calibrations, finite element modelling of the rolling process.*

Сведения об авторах

С.А. Снитко
SPIN-код: 8463-3786
Author ID: 844696
ORCID iD: 0000-0002-1099-5801
Телефон: +380 (71) 420-66-39
Эл. почта: snitko_sa@mail.ru

В.В. Пилипенко
SPIN-код: 9290-0787
Author ID: 1030563
ORCID iD: 0000-0002-6132-5605
Телефон: +380 (71) 414-20-36
Эл. почта: VictorPilipenkoDNTU@gmail.com

А.В. Яковченко
SPIN-код: 1314-1795
Author ID: 850425
ORCID iD: 0000-0003-2320-9504
Телефон: +380 (71) 334-82-35
Эл. почта: mond1991@mail.ru

Н.И. Ивлева
Телефон: +380 (62) 304-33 77
Эл. почта: ivl22@mail.ru

Статья поступила 05.04.2020 г.
© С.А. Снитко, А.В. Яковченко, В.В. Пилипенко, Н.И. Ивлева, 2020
Рецензент д.т.н., проф. С.П. Еронько



УД1К 662.7:552.57

В.Н. Шевкопляс /к.х.н./
ГУ «Институт физико-органической химии и углехимии» (Донецк)
Л.Ф. Бутузова /д.х.н./
ГОУ ВПО «Донецкий национальный технический университет» (Донецк)
Г.Н. Бутузов /к.х.н./, В.А. Печень
ГОУ ВПО «Донецкий национальный технический университет» (Донецк)

МАТЕМАТИКО-СТАТИСТИЧЕСКИЕ МОДЕЛИ ПРОГНОЗИРОВАНИЯ ВЫХОДА ПЕРВИЧНОЙ СМОЛЫ ПО СОСТАВУ ТВЕРДЫХ ГОРЮЧИХ ИСКОПАЕМЫХ

На основании данных дериватографии проведен пиролиз полного ряда твердых топлив (C^{daf}=44,3…93,70 %) при температуре T_{max}, (установленной по кривой ДТГ) и подсчитан материальный баланс процесса. Предложены новые корреляционные зависимости между содержанием C^{daf} в твердом топливе, температурой T_{max} и выходом смолы пиролиза $СМ^{daf}$, а также уравнение множественной регрессии с включением квадратичных членов, которое адекватно описывает эксперимент. Полученные результаты дают основания для усовершенствования лабораторного метода полукоксования с учетом температуры T_{max} для каждого конкретного из твердых горючих ископаемых и применения его для полного ряда твердых топлив, включая углеобразователи, которые до настоящего времени совместно с углями не изучались.

Ключевые слова: *углеобразователи, угли ряда метаморфизма, продукты пиролиза при температуре T_{max}, уравнения линейной регрессии, взаимосвязь между C^{daf}, T_{max}, $СМ^{daf}$.*

Постановка проблемы

Для решения ряда фундаментальных и практических задач углехимии требуется выявление общих закономерностей изменения состава, структуры и свойств твердых горючих ископаемых (ТГИ) в природных условиях углеобразования и в различных технологических процессах переработки.

Развитие этого направления требует проведения исследований, направленных на разработку новых экспресс-методов определения показателей, наилучшим образом отражающих структуру, свойства и технологические характеристики ТГИ.

Анализ последних исследований и публикаций

Проведенные исследования показали, что сочетание двух термических методов (дериватография и пиролиз) позволяет выявить генетическую взаимосвязь между представителями всего ряда метаморфизма и исходным органическим материалом – прекурсорами угля (лигнин, торф, древесина, целлюлоза), которые принимают непосредственное участие в процессе углеобразования и несут обширную первоначальную информацию о структуре ТГИ [1…4]. Данное направление в углехимии является весьма перспективным, так как создает научные основы для разработки новых технологий по переработке твердых топлив и целенаправленного получения продуктов различного агрегатного состояния и назначения.

Ранее нами предложен новый показатель качества топлив – температура максимума эндоэффекта основного разложения угля на дериватограмме – T_{max} [5]. Показано, что температура T_{max} является важной характеристической константой каждого конкретного топлива, которая не только указывает на соответствующее положение угля в ряду углефикации, но и отражает его основные физико-химические характеристики.

Цель (задачи) исследования

Целью данной работы является установление взаимосвязей между показателем T_{max}, характеризующим термоустойчивость ТГИ, степенью их обуглероженности (C^{daf}) и важной технологической характеристикой топлива – выходом смолы пиролиза ($СМ^{daf}$); расчет основных статистических характеристик (коэффициентов корреляции, дисперсии), расчет прогнозирующих уравнений, связывающих три указанных показателя, полученных при температуре T_{max}, предварительно установленной по дериватограмме каждого конкретного угля.

$СМ^{daf}$ обычно определяют в условиях стандартного полукоксования (ГОСТ). Будучи про-

ISSN 2518-1653 (online). Интернет: vestnik.donntu.org

мышленным методом переработки топлив, полукоксование одновременно является важным лабораторным методом изучения структуры и термической устойчивости углей. Однако оценка химической природы ТГИ по выходу продуктов полукоксования возможна лишь в том случае, если образующиеся продукты разложения являются первичными, т.е. не успевают вступать во вторичные взаимодействия. Следовательно, очень важно провести пиролиз в мягких условиях. Таковыми, по нашему мнению, являются: максимальная температура нагрева, соответствующая T_{max}, и постоянное удаление образующихся продуктов из зоны пиролиза. Интервал основного термического разложения, определяемый по температурам начала и конца эндоэффекта на дериватограмме, находится в температурном интервале полукоксования и является важнейшей стадией большинства процессов конверсии ТГИ, изучение которой необходимо для понимания механизма пиролиза и оптимизации его условий.

Выход первичного дегтя не всегда можно получить прямым определением, поэтому актуальным является разработка принципов его расчета.

Основной материал исследования

Для достижения поставленной цели был проведен отбор, подготовка и анализ серии образцов в диапазоне от углеобразователей до антрацитов, выполнен их дериватографический анализ и последующий пиролиз при T_{max} [6]. Полученный массив экспериментальных данных использован для статистической обработки данных.

Пиролиз исследуемых образцов проводили при нормальном давлении. Навеску топлива в количестве 5…10 г (фракция меньше 0,5 мм) загружали в реактор объемом 20 см^3 с неподвижным слоем, вакуумировали и нагревали со скоростью 25 ^{o}С/мин до температуры максимума основного термического разложения топлива (T_{max}), которая была предварительно определена экспериментально по дериватограмме с использованием стандартной методики [7], и выдерживали при конечной температуре в течение 10 мин. Это время было достаточным, чтобы образующиеся при данных условиях эксперимента парогазовые продукты полностью вышли из зоны пиролиза [8]. Образовавшиеся в процессе термодеструкции газообразные продукты собирали в газометре, конденсат – в колбе-приемнике, а твердый остаток – в реакторе. Выход продуктов пиролиза определяли весовым методом и рассчитывали материальный баланс процесса [9].

Полученные данные представлены в табл. 1, на основании которой рассчитаны статистические характеристики.

Анализ данных табл. 1 показывает закономерное снижение выхода смолы, начиная от углеобразователей и далее в ряду углефикации от бурых углей до каменных и антрацитов. Кроме того, прослеживается взаимосвязь между величинами T_{max}, C^{daf} и $СМ^{daf}$ для всего ряда изученных образцов. Углеобразователи при пиролизе дают максимально высокий выход первичной смолы от 20,3 до 29,5 % *daf* в довольно узком диапазоне изменения T_{max} (275…330 ^{o}С). Начиная с бурых углей выход смолы резко снижается (8,2…3,6 % *daf*), а величина T_{max} растет (365…405 ^{o}С).

У каменных углей выход первичной смолы продолжает закономерно снижаться – от 3,7 % *daf* для длиннопламенных до 1,3 % *daf* для тощих углей. Температура T_{max} для каменных углей повышается в ряду: Д-К-Т от 405 до 475 и 550 ^{o}С соответственно.

Выход первичной смолы из антрацитов составляет 0,1 % *daf*, а температура T_{max} имеет максимальное значение – 625 ^{o}С. Графические изображения полученных зависимостей представлены на рис. 1…3.

Характер полученных кривых показывает, что вне зависимости от степени метаморфизма и генетического типа углей по восстановленности ТГИ представляют собой непрерывный ряд органических веществ, характеризующихся определенной общностью структуры.

Для описания количественной взаимосвязи между параметрами C^{daf}, T_{max} и $СМ^{daf}$ были применены традиционные методы корреляционного и регрессионного анализа накопленных данных. При этом для каждой независимой переменной опробовали линейный и параболический тип моделей, а также полиноминальные уравнения, включающие квадратичные эффекты.

Уравнения линейной регрессии для функций $СМ^{daf}=f(T_{max})$, $СМ^{daf}=f(C^{daf})$, $T_{max}=f(C^{daf})$ имеют вид:

$$y=a_0+a_1x_1, \qquad (1)$$

где a_0 и a_1 – эмпирические коэффициенты, определяемые методом наименьших квадратов.

Соответствующие уравнения представлены в табл. 2 функциями 1…3. Как видно из табл. 2, только зависимость $СМ^{daf}$ от C^{daf} (функция 2) удовлетворительно описывается в рамках такого подхода. Найденный коэффициент корреляции (R) в этом случае равен 0,917. Другие зависимо-

ISSN 2518-1653 (online). Интернет: vestnik.donntu.org

сти не являются строго линейными, так как коэффициент корреляции для них составляет 0,756 и 0,880.

В целом для всех исследуемых функций (1…7) наибольшая величина парного коэффициента корреляции характерна для квадратичного эффекта, а следующая по убыванию – для линейного эффекта определенного показателя.

Таким образом, более точное описание зависимостей между рассматриваемыми параметрами получено с использованием уравнения двухпараметровой регрессии:

$$y=a_0+a_1x_1+a_2x_2, \qquad (2)$$

где переменная x_2 представляет собой квадрат x_1.

Из литературы [10…12] известно, что с помощью нелинейных функций, как правило, удается адекватно описать широкий спектр корреляционных зависимостей и построить достаточно надежные прогностические модели.

Применение параболической функции (функции 4…7, табл. 2) позволяет увеличить коэффициент корреляции до 0,975 (функция 5).

Судя по величине R, все рассмотренные квадратичные зависимости можно использовать для удовлетворительного прогноза состава и технологических характеристик как углей всего ряда метаморфизма, так и углеобразователей в тех случаях, когда известен только один из исследуемых параметров: C^{daf}, T_{max} или $СМ^{daf}$.

Табл. 1. Данные пиролиза твердых топлив при температуре T_{max}, время изотермической выдержки – 10 мин

Образцы	C^{daf}, %	T_{max}, °C	Продукты пиролиза, % *daf*				Конверсия, %
			Вода	Смола	Твердые	Газы	
Целлюлоза	44,3	320	32,3	29,5	32,7	5,5	67,3
Древесина (хвойная)	51,6	330	23,5	26,3	40,9	9,3	59,1
Древесина (лиственн.)	52,8	310	26,1	20,3	42,5	11,1	57,5
Торф (Укр.)	56,8	275	10,0	16,0	73,6	0,4	26,4
Торф (Приб.)	57,0	300	18,4	19,3	58,7	3,6	41,3
Лигнин	59,0	295	17,5	17,8	56,4	8,3	43,6
Б [1)]	62,4	400	8,5	8,2	77,3	6,0	22,3
Б [2)]	64,1	380	5,5	8,1	78,1	8,3	21,9
Б [3)]	65,4	375	6,1	9,2	74,1	10,6	25,9
Б [4)]	66,8	370	5,6	5,9	79,0	9,5	21,0
Б [5)]	69,6	395	7,5	6,5	71,3	14,7	28,7
Б [6)]	71,0	365	6,5	7,1	77,3	9,1	22,7
Б [7)]	74,3	405	6,4	3,6	79,5	10,5	20,5
Д, l_4	76,6	425	3,3	2,9	82,4	11,4	17,6
Д, l_2	76,2	405	7,8	3,7	82,6	5,9	17,4
Д, l_4	79,0	405	3,6	3,2	86,0	7,2	14,0
Г, l_3	82,2	425	3,8	3,2	80,7	4,3	11,3
Г, l_1	82,7	425	3,0	2,9	88,7	5,4	11,3
Г, k_5	83,5	440	2,8	1,9	92,4	2,9	7,6
Г,m_3	84,3	450	2,7	1,5	93,3	2,5	6,7
Ж k_8	85,4	445	2,1	2,4	93,4	2,1	6,6
Ж, l_1	86,1	440	3,1	3,1	90,6	4,2	10,4
Ж, m_2	87,4	455	6,4	2,2	89,9	1,5	10,1
К, k_8	88,6	475	6,0	1,3	86,5	6,2	13,5
ОС, l_6	88,9	475	1,6	1,0	95,8	1,6	4,2
Т, h_3	89,7	525	2,5	1,6	90,9	5,0	9,1
Т, h_8	90,3	550	2,2	1,3	95,2	1,3	4,8
А, h_8	93,6	625	1,4	0,1	97,4	1,1	2,6
А, h_8	93,7	625	1,1	0,1	98,3	0,5	1,7
Источники БУ: [1)] ш. Верболозовская; [2)] KWB «Belchatow»; [3)] ш. Новомиргородская; [4)] Константиновский разрез; [5)] Протопоповский разрез; [6)] KWB «Turow»; [7)] Канско-Ачинский, Березовское							

ISSN 2518-1653 (online). Интернет: vestnik.donntu.org

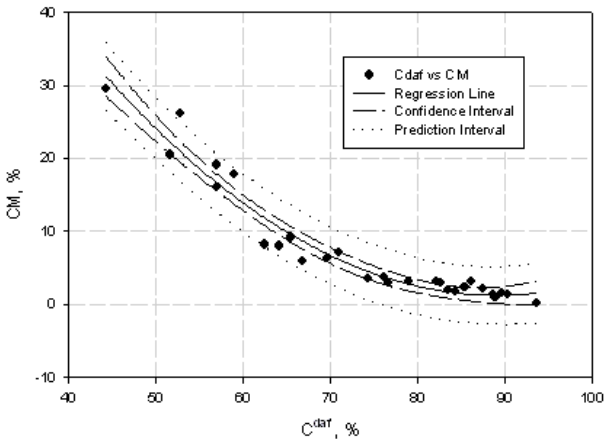


Рис. 1. Зависимость выхода первичной смолы от содержания C^{daf} в твердом топливе

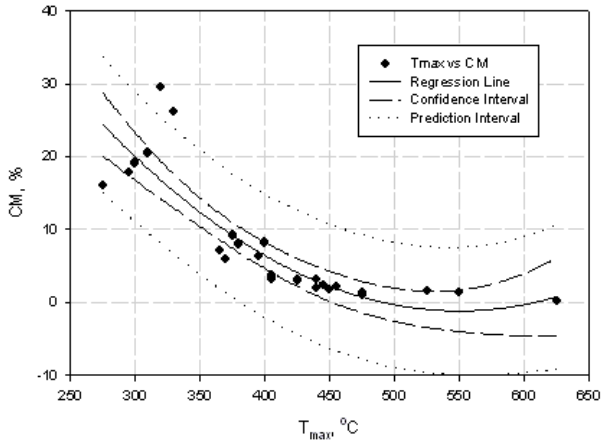


Рис. 2. Зависимость выхода первичной смолы от температуры T_{max} твердых горючих ископаемых

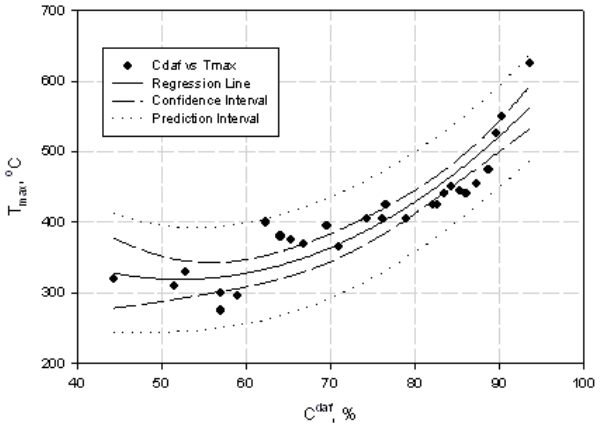


Рис. 3. Зависимость между температурой T_{max} и содержанием углерода в твердом топливе

Далее были проанализированы уравнения вида:

$$y=a_0+a_1x_1+a_2x_2+a_3x_3, \qquad (3)$$

где x_3 – квадрат одной из независимых переменных (x_1 или x_2).

Как видно из данных табл. 2, для функций 10…13, в случае применения уравнений вида (3), достигается незначительное улучшение корреляционной связи, если $x_3=(C^{daf})^2$, и ухудшение при $x_3=(CM^{daf})^2$.

Таким образом, дальнейшее усложнение уравнений путем включения в них дополнительных членов нецелесообразно, особенно с практической точки зрения, так как это усложняет расчеты, но не приводит к существенному увеличению коэффициента корреляции.

Исходя из полученных результатов можно сделать вывод о том, что наиболее тесная корреляционная связь наблюдается в случае зависимостей $CM^{daf}=f(C^{daf})$ (линейная и параболическая функции 2 и 5), имеющих коэффициенты корреляции 0,917 и 0,975 соответственно. Зависимости $CM^{daf}=f(T_{max})$ и $T_{max}=f(C^{daf})$ более корректно описываются уравнениями множественной регрессии с включением квадратичных членов (функции 4 и 6). Сравнение коэффициентов a_i и R, приведенных в табл. 2, показывает, что определяющим влиянием на другие параметры обладает независимый фактор C^{daf}, являющийся количественной характеристикой исходного топлива.

Функции 10…13, связывающие все три рассмотренные характеристики твердых топлив (C^{daf}, T_{max} и CM^{daf}), позволяют достаточно надежно прогнозировать значение одной из искомых характеристик, основываясь на экспериментально полученных значениях других. Например, вид зависимости $T_{max}=f(C^{daf}, CM^{daf})$ на рис. 4 показывает, что величины T_{max} лежат на расчетной параболической поверхности, которая описывается функцией 12. Она включает как линейные, так и квадратичные члены, при этом достигается достаточно высокий коэффициент корреляции (R=0,948).

График зависимости между вычисленными по функции 12 и экспериментальными величинами T_{max} (рис. 5) показывает, что фактические и расчетные точки хорошо ложатся на прямую, т.е. функция 12 адекватно описывает эксперимент.

ISSN 2518-1653 (online). Интернет: vestnik.donntu.org

Табл. 2. Результаты регрессионного анализа исследованных зависимостей (1)…(3) для углей и углеобразователей

Функция	Параметры				Коэффициент a_i				R	S_0
	y	x_1	x_2	x_3	a_0	a_1	a_2	a_3		
1	CM^{daf}	T_{max}	-	-	36,5±5,0	–0,07±0,01	-	-	0,756	5,4
2	CM^{daf}	C^{daf}	-	-	46,5±3,3	–0,53±0,04	-	-	0,917	3,3
3	T_{max}	C^{daf}	-	-	11±43	5,5±0,6	-	-	0,880	42,2
4	CM^{daf}	T_{max}	$(T_{max})^2$	-	101±15	–0,37±0,07	0,0003±0,0001	-	0,873	4,1
5	CM^{daf}	C^{daf}	$(C^{daf})^2$	-	120±10	–2,7±0,3	0,015±0,002	-	0,975	1.9
6	T_{max}	C^{daf}	$(C^{daf})^2$	-	706±180	–15±5	0,14±0,04	-	0,927	34,1
7	T_{max}	CM^{daf}	$(CM^{daf})^2$	-	527±14	–26±4	0,7±0,1	-	0,891	41,1
8	C^{daf}	T_{max}	CM^{daf}	-	57±7	0,07±0,01	–1,0±0,1	-	0,960	4,1
9	CM^{daf}	T_{max}	C^{daf}	-	46±3	0,02±0,02	–0,6±0,1	-	0,923	3,2
10	CM^{daf}	T_{max}	C^{daf}	$(T_{max})^2$	73±12	–0,13±0,07	–0,5±0,1	0,0001±0,0001	0,936	3,0
11	CM^{daf}	T_{max}	C^{daf}	$(C^{daf})^2$	140±11	–0,029±0,009	–3,1±0,3	0,019±0,002	0,982	1,6
12	T_{max}	C^{daf}	CM^{daf}	$(C^{daf})^2$	1846±400	–40±9	–9,5±3,1	0,28±0,05	0,948	29,5
13	T_{max}	C^{daf}	CM^{daf}	$(CM^{daf})^2$	152±176	4±2	–12±7	0,4±0,2	0,909	38,5

Абсолютная ошибка предсказания величин T_{max} составляет не более 30 °С (относительная ошибка меньше 10…15 %), что вполне достаточно для использования этого уравнения в практических целях. При этом вкладом квадратичного члена $(T_{max})^2$ можно пренебречь без ущерба для точности такого прогноза.

Таким образом, после проведения анализа различных форм корреляционной связи с использованием линейных и квадратичных функций установлено наличие множественной корреляции между тремя исследуемыми характеристиками топлива.

Следовательно, указанные характеристики изменяются совместно, по-видимому, имеют генетическую связь и могут рассматриваться как следствие единой причины – изменения степени углефикации ТГИ.

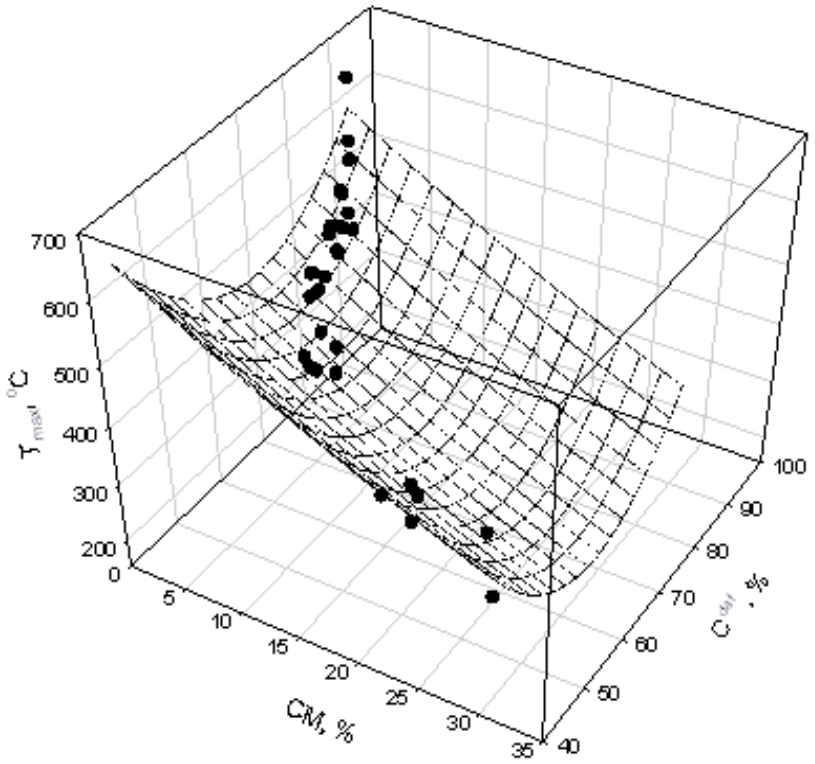


Рис. 4. Параболическая поверхность, описываемая предложенной двухпараметровой функцией (12): $T_{max}=f(C^{daf}, (CM^{daf})^2$, и соответствующие экспериментальные точки

ISSN 2518-1653 (online). Интернет: vestnik.donntu.org

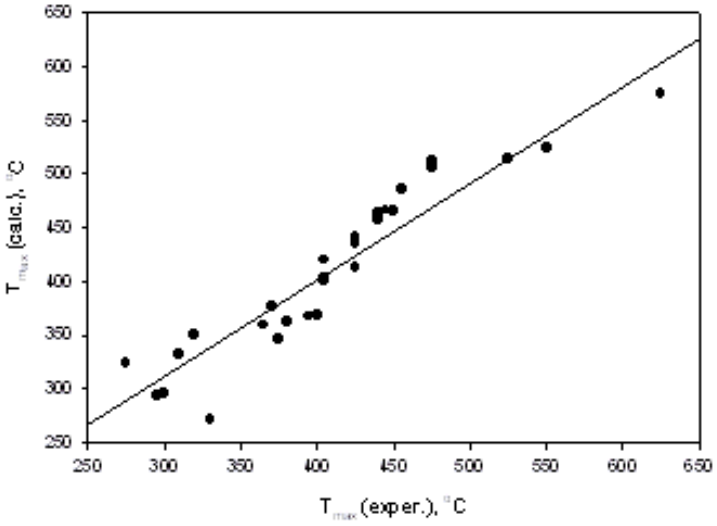


Рис. 5. Сравнение экспериментальных и вычисленных по функции (12) величин температуры T_{max} для полного ряда твердых топлив

Выводы

Проведенные исследования однозначно доказывают, что определенная методом дериватографии температура максимума основного термического разложения (T_{max}) на кривой ДТГ является важнейшей количественной характеристикой твердого топлива. Ее можно применять для оценки состава, свойств и технологических характеристик полного ряда ТГИ (углей и углеобразователей) и использовать в качестве одного из классификационных параметров твердых топлив.

Предложены новые математические зависимости между составом твердых топлив, значением их температуры T_{max} и выходом $СМ^{daf}$.

Полученные результаты дают возможность усовершенствовать стандартный лабораторный метод определения выхода продуктов полукоксования с учетом экспериментальных значений T_{max} и применять его для полного ряда твердых топлив, включая углеобразователи (C^{daf}=44,3…59,0 %), которые до настоящего времени совместно с углями не изучались.

Список литературы

1. Статистические характеристики состава и свойств низкометаморфизованных углей Донбасса разных генетических типов / Л.Ф. Бутузова [и др.] // Углехимический журнал. – 2003. – №3-4. – С. 7-12.
2. Применение расширенного базиса структурных параметров для расчета энтальпии и атомизации соединений, моделирующих строение углей / И.А. Иванов [и др.] // Химия твердого топлива. – 2003. – №1. – С. 30-41.
3. Иванов, И.А. Регрессивные зависимости технологических показателей углей от их элементного состава / И.А. Иванов, С.Г. Гагарин, А.М. Гюльмалиев // Химия твердого топлива. – 2003. – №5. – С. 9-16.
4. Камнева, А.И. Теоретические основы химической технологи горючих ископаемых / А.И. Камнева, В.В. Платонов. – М.: Химия, 1990. – С. 155-156.
5. Дериватографичекие исследования углеобразователей и углей ряда метаморфизма / В.Н. Шевкопляс [и др.] // Вестник ДонНТУ. – 2019. – №3(17). – С. 82-91.
6. Шевкопляс, В.Н. Оценка качественных характеристик углей по данным дериватографии и пиролиза / В.Н. Шевкопляс, С.Н. Лящук, Л.Ф. Бутузова // Вопросы химии и химической технологии. – 2005. – №3. – С. 180-184.
7. Скляр, М.Г. Химия твердых горючих ископаемых / М.Г. Скляр, Ю.Б. Тютюнников. – Киев: Вища школа, 1985. – 247 с.
8. Аронов, С.Г. Комплексная химико-технологическая переработка углей / С.Г. Аронов, С.Г. Скляр, Ю.Б. Тютюнников. – Киев: Техника, 1968. – 262 с.
9. ГОСТ 3168-96. Топливо твердое минеральное. Методы определения выхода продуктов полукоксования (ИСО 647-74). – Введ. 1997-01-01. – К.: Госстандарт Украины, 1996. – 17 с.
10. Батунер, Л.М. Математические методы в химической технике / Л.М. Батунер, М.Е. Позин. – Л.: Химия, 1971. – 824 с.
11. Дрейпер, Н. Прикладной регрессионный анализ / Н. Дрейпер, Г. Смит. – М.: Статистика, 1973. – 561 с.
12. Шашков, В.Б. Прикладной регрессионный анализ. Многофакторная регрессия. – Оренбург: ГОУ ВПО «ОГУ», 2003. – 363 с.

ISSN 2518-1653 (online). Интернет: vestnik.donntu.org

V.N. Shevkoplyas /Cand. Sci. (Chem.)/
Institute of Physical-Organic Chemistry and Carbon Chemistry (Donetsk)
L.F. Butuzova /Dr. Sci. (Chem.)/
Donetsk National Technical University (Donetsk)
G.N. Butuzov /Cand. Sci. (Chem.)/, V.A. Pechen
Donetsk National Technical University (Donetsk)

MATHEMATICAL AND STATISTICAL MODELS FOR PREDICTING THE YIELD OF PRIMARY RESIN BY THE COMPOSITION OF SOLID FUELS

Background. *Semi-coking, as well as derivatography, are among the experimental methods of research that allow determining the technological characteristics of fuel by the quantitative yield of thermal degradation products, followed by a forecast of the directions of its most rational processing.*
Materials and/or methods. *This work is based on the study of a unique collection of solid fuel samples in the range from carbon-forming agents to anthracites (C^{daf}=44.3…93.70 %). Their derivatographic analysis and subsequent pyrolysis performed at T_{max} temperature established by the derivatogram of each specific solid fuel (SF).The obtained set of experimental data is used to describe the quantitative relationship between the characteristics of the element composition (C^{daf}), derivatography (T_{max} temperature value) and resin yield (CM^{daf}) under solid fuel pyrolysis conditions at a strictly fixed T_{max} temperature for each specific SF. For this purpose, the authors used traditional methods of correlation and regression analysis. For each independent variable, linear and parabolic types of models tested as well as polynomial equations that include quadratic effects.*
Results. *New correlations between the parameters C^{daf}, T_{max} and CM^{daf} proposed as well as a multiple regression equation with the inclusion of quadratic terms, which adequately describes the experiment. A quantitative description of the relationships between experimental values of C^{daf}, T_{max} and CM^{daf} allows determining the T_{max} values with a relatively high degree of accuracy only based on data from elemental analysis of coals (C^{daf}). At the same time, based on the experimental values of T_{max}, it is quite easy to estimate the carbon content (C^{daf}) and the yield of pyrolysis resin (CM^{daf}) from solid fuel without resorting to the appropriate experiment.*
Conclusion. *The research results make it possible to improve the standard method for determining the yield of semi-coking products (GOST 3168-93, ISO 647-74) and apply it both for coals of the entire range of metamorphism (C^{daf}=64.1…93.7 %) and for carbon-forming agents (C^{daf}= 44.3…59.0 %), which have not been studied together with coals until now.*
The proposed approach of the combined study of precursors of coal and coals of a metamorphism series could be the beginning of a systematic approach to jointly explore the full range of SF, which will more clearly articulate the scientific basis of combining them in a single classification.

Keywords: *coal precursors, different coal rank, pyrolysis at T_{max} temperature, pyrolysis products, linear regression equations, relation between CM^{daf}, $T_{max.}$ and C^{daf}.*

Сведения об авторах

Л.Ф. Бутузова
SPIN-код: 7391-2663
Author ID: 7004736806
ORCID iD: 0000-0002-4232-3057
Телефон: +380 (50) 921-38-51
Эл. почта: ludmila.lfb@yandex.ru

Г.Н. Бутузов
SPIN-код: 48-4394
Author ID: 8701390000
Телефон: +380 (50) 589-74-89
Эл. почта: ludmila.lfb@yandex.ru

В.А. Печень
SPIN-код: 7601-7420
ORCID iD: 0000-0001-7488-5639
Телефон: +380 (95) 844-22-87
Эл. почта: vika.pechen.93@yandex.ua

В.Н. Шевкопляс
Author ID: 6603169954
Телефон: +380 (95) 633-03-15
Эл. почта: v-shevkoplyas@ukr.net

Статья поступила 17.04.2020 г.
© В.Н. Шевкопляс, Л.Ф. Бутузова, Г.Н. Бутузов, В.А. Печень, 2020
Рецензент д.х.н., проф. Ю.Б. Высоцкий

ТРЕБОВАНИЯ К СТАТЬЯМ, НАПРАВЛЯЕМЫМ В РЕДАКЦИЮ

1. Основной текст статьи должен содержать такие необходимые элементы, выделенные заголовками, как:

– **постановка проблемы** в обобщенном виде и ее связь с важными научными или практическими задачами;

– **анализ последних исследований и публикаций**, в которых начато решение данной проблемы и на которые опираются авторы, выделение не решенных ранее частей общей проблемы, которым посвящена данная статья;

– формулировка **цели (задач) исследования**;

– изложение **основного материала исследования** с полным обоснованием полученных научных результатов;

– **выводы** по данному исследованию и перспективы дальнейшего развития данного направления.

2. Статья, основной текст вместе с рисунками и др. нетекстовыми элементами, должна быть объемом **8…10 полных** страниц формата А4 (210×297 мм) с полями **20** мм с каждой стороны. Рукопись статьи необходимо оформлять с помощью редактора MS Word. Шрифт – Times New Roman, **12** пт, стиль – обычный. Межстрочный интервал – одинарный. Расстановка переносов – автоматическая. Выравнивание – по ширине страницы. Страницы не нумеровать.

3. Структура статьи (каждый элемент с новой строки): код УДК; инициалы и фамилии авторов с указанием ученой степени каждого (количество авторов **не более 3-х** от одной организации); название организации, город, где работают авторы; название статьи; аннотация на русском языке (**не более 300** символов); ключевые слова (**от 3 до 5**); основной текст статьи; список литературы. Сокращение слов в тексте, рисунках и таблицах не допускается.

В аннотации на русском языке сжато излагается формулировка задачи, которая решена в статье, и приводятся полученные основные результаты.

В конце статьи, после списка литературы приводятся инициалы и фамилии, коды регистрации в наукометрических базах, телефоны и адреса электронной почты авторов, а также аннотация на английском языке.

Аннотация на английском языке должна представлять собой резюме, призванное выполнять функцию не зависимого от статьи источника информации. Резюме должно быть информативным (не содержать общих слов), оригинальным (не являться калькой аннотации на других языках), содержательным (отражать основное содержание статьи и результаты исследований), структурированным (следовать логике описания результатов в статье), компактным, но не коротким **(250-300** слов). Типичная структура резюме: состояние вопроса (**Background**); материалы и/или методы исследования (**Materials and/or methods**); результаты (**Results**); заключение (**Conclusion**); ключевые слова **(Keywords).**

Внимание! Убедительная просьба не разбивать текст на колонки, как это сделано в журнале, т.к. это усложняет редакторскую обработку статьи!

4. **Обязательным условием** является наличие в статье графического материала (рисунков, графиков, схем, фотографий), размером **не менее 80×80** мм, в формате *.tif или *.jpg, разрешением **не менее 300** dpi. Графический материал внедренными объектами размещается по тексту после первого упоминания, не разрывая текста абзаца. Все позиции, обозначенные на рисунках, должны быть объяснены в тексте. Под каждым рисунком указывается его порядковый номер и название (выравнивание по центру страницы, без точки в конце). Рисунки должны иметь один интервал (пустую строку) сверху и снизу.

Внимание! Запрещается внедрять графические материалы в виде объектов, связанных с др. программами, например, с КОМПАС, MS Excel и т.п. Рисунки, выполненные непосредственно в MS Word, не принимаются.

5. Математические формулы необходимо выполнять с помощью редактора формул **MS Equation Editor 3.0** в соответствии со следующими размерами: обычный символ – **11** пт; крупный индекс – **7** пт; мелкий индекс – **5** пт; крупный символ – **13** пт; мелкий символ – **8** пт.

Все величины, входящие в формулы, должны быть объяснены в тексте. Формулы должны иметь один интервал (пустую строку) сверху и снизу. Формулы выполняются курсивом, **кроме цифр и символов и букв греческого алфавита**. Формулы нумеруются (справа в круглых скобках, не отступая от формулы) **только в том случае**, если в тексте на них имеются ссылки.

Внимание! Запрещается выполнять формулы с помощью MathCAD или др. аналогичных программ.

6. Таблицы должны иметь порядковый номер и название (выравнивание по центру страницы, без точки в конце) и располагаться по тексту после первого упоминания, не разрывая текста абзаца. Таблицы должны иметь один интервал (пустую строку) сверху и снизу.

7. **Обязательным условием** является наличие в статье списка литературы, который приводится после выводов через один интервал (пустую строку) под заголовком **Список литературы**. Перечень ссылок должен быть составлен в порядке упоминания в тексте. Ссылки на литературу по тексту заключаются в квадратные скобки. В списке литературы должно быть **не менее 3-х** публикаций, вышедших **за последние 5** лет, а также **не менее 3-х** зарубежных (на иностранном языке) публикаций.

Для принятия решения о публикации статьи в журнале в адрес редакции необходимо выслать:

– сопроводительное письмо (с указанием, что статья ранее нигде не публиковалась) от организации, где работают авторы, и сведения об авторах статьи;

– экспертное заключение о возможности опубликования материалов в прессе и других средствах массовой информации, заверенное печатью и подписью руководителя организации, где работают авторы;

– электронный вариант статьи (имя файла составляется из фамилий авторов, например, ИвановПетров.doc) и сведений об авторах (имя файла – ИвановПетров_sved.doc). *В сведениях об авторах для каждого соавтора обязательно должен быть указан телефон, адрес персональной эл. почты, а также коды регистрации в наукометрических базах данных.*

Для ускорения подготовки очередных номеров журнала, просьба передавать сопроводительное письмо в отсканированном виде, электронный вариант статьи и сведения об авторах по эл. почте на адрес: **vestnikdonntu@gmail.com**

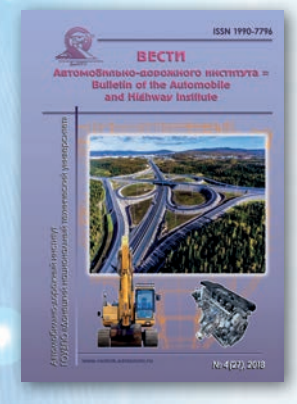
Внимание! Убедительная просьба, проверить получение редакцией материалов любым из способов (по телефонам **+380 (50) 103-35-08, +380 (62) 301-07-89** или эл. почте).

Редакция оставляет за собой право возвращать статьи авторам на доработку в следующих случаях: статья небрежно оформлена и не соответствует требованиям редакции журнала, приведенным выше; статья требует доработки в соответствии с замечаниями рецензента и редакторов; отсутствует сопроводительное письмо от организации, где работают авторы, или сведения об авторах.

Требования к рекламно-информационным материалам согласовываются непосредственно с редакцией журнала.

ISSN 2518-1653 (online). Интернет: vestnik.donntu.org

НАУЧНЫЕ ИЗДАНИЯ Донецкого национального технического университета



Журнал «Вести Автомобильно-дорожного института = Bulletin of the Automobile and Highway Institute»

Свидетельство о регистрации СМИ ААА № 000051 от 20 октября 2016 г.
Приказ МОН ДНР № 960 от 09.07.2019 г. о включении в перечень рецензируемых научных изданий ВАК ДНР
Лицензионный договор с РИНЦ № 427-07/2013 от 23.07.2013 г.

Периодичность – 4 раза в год

Научные направления:
05.04 Энергетическое, металлургическое и химическое машиностроение;
05.22 Транспорт;
05.23 Строительство и архитектура;
08.00 Экономические науки.

Подробная информация - http://vestnik.adidonntu.ru



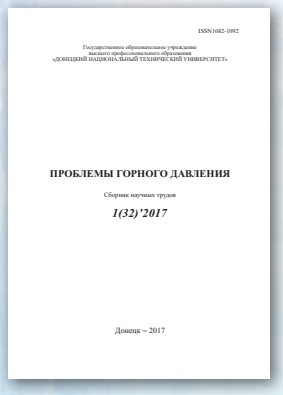
Научный журнал «Информатика и кибернетика»

Свидетельство о регистрации СМИ ААА №000145 от 20.06.2017 г.
Приказ МОН ДНР № 34/16 от 28.01.2019 г. о включении в перечень рецензируемых научных изданий ВАК ДНР
Лицензионный договор с РИНЦ № 425-07/2016 от 14.07.2016 г.

Периодичность – 4 раза в год

Научные направления:
05.13 Информатика, вычислительная техника и управление;
05.01 Инженерная геометрия и компьютерная графика.

Подробная информация - http://infcyb.donntu.org



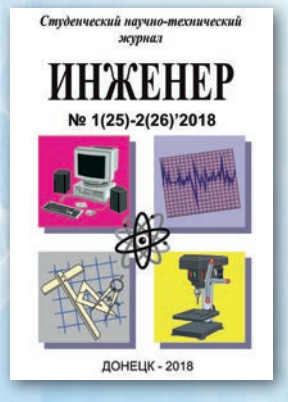
Международный научный журнал «Проблемы горного давления»

Свидетельство о регистрации в СМИ ААА №000142 от 20.06.2017 г.
Лицензионный договор с РИНЦ № 425-07/2016 от 14.07.2016 г.

Периодичность – 4 раза в год

Научные направления:
25.00 Науки о земле;
05.26 Безопасность деятельности человека.

Подробная информация - http://pgd.donntu.org



Студенческий научно-технический журнал «Инженер»

Свидетельство о регистрации СМИ ААА №000134 от 06.06.2017 г.

Периодичность – 2 раза в год

Научно-исследовательская часть

ДОНЕЦКОГО НАЦИОНАЛЬНОГО ТЕХНИЧЕСКОГО УНИВЕРСИТЕТА

science.donntu.org

ДонНТУ сегодня – это один из ведущих центров научной мысли Донбасса:

- *более 700 научно-педагогических работников;*
- *9 научных лабораторий, в т.ч. отдел интеллектуальной собственности и патентно-лицензионной работы;*
- *более 50 научных направлений и научных школ;*
- *ежегодно более 60 научно-исследовательских работ, в т.ч. 5 по договорам с промышленными предприятиями;*
- *4 диссертационных совета по 10 научным специальностям;*
- *14 направлений подготовки кадров высшей квалификации в аспирантуре и докторантуре;*
- *7 научных изданий, входящих в перечень ВАК ДНР и включенных в наукометрические базы данных (РИНЦ и др.);*
- *ежегодно более 2000 публикаций в научных изданиях республиканского и международного уровня;*
- *ежегодно порядка 120 научных и научно-технических мероприятий, в т.ч. более 20 мероприятий международного уровня;*
- *более 30 информационных ресурсов;*
- *базовая площадка Международного научного форума ДНР «Инновационные перспективы Донбасса: инфраструктурное и социально-экономическое развитие»*



science.donntu.org/video
science.donntu.org/photo
science.donntu.org/rinc
science.donntu.org/book