

**ДОНБАСКИЙ
ГОСУДАРСТВЕННЫЙ
ТЕХНИЧЕСКИЙ УНИВЕРСИТЕТ**

**НАУКОЕМКИЕ
ТЕХНОЛОГИИ И
ОБОРУДОВАНИЕ В
ПРОМЫШЛЕННОСТИ
И СТРОИТЕЛЬСТВЕ**

ВЫПУСК 3 (77)

АПЧЕВСК, 2024

**Научноёмкие технологии и оборудование
в промышленности и строительстве**

Научный журнал
Выходит 4 раза в год
Основан в июне 1999 г.
Выпуск 3 (77) 2024

**Knowledge-intensive technologies and equipment
in industry and building**

Scientific journal
Publishing 4 times a year
Founded in June 1999
Issue 3 (77) 2024

Алчевск
2024

УДК 621 + 622 + 669.18 + 699.86

EDN: BEURJC

**Наукоёмкие технологии
и оборудование в промышленности
и строительстве**

Научный журнал

Выпуск 3 (77) 2024

**Основатель:
ФГБОУ ВО «ДонГТУ»**

*Свидетельство о регистрации
средства массовой информации
ПИ № ФС77-85961 от 11.09.2023*

*Рекомендовано учёным советом
ФГБОУ ВО «ДонГТУ»
(Протокол № 10 от 25.04.2024)*

*Включён в наукометрическую
базу данных РИНЦ*

Формат 60×84½
Усл. печат. л. 13,6
Заказ № 76
Тираж 500 экз.

Издательство не несёт ответственности за содержание
материала, предоставленного автором к печати

Адрес редакции, издателя и основателя:
ФГБОУ ВО «ДонГТУ»
пр. Ленина, 16, г. Алчевск, ЛНР
294204
E-mail: info@dstu.education
Web-site: http://www.dstu.education

ИЗДАТЕЛЬСКО-ПОЛИГРАФИЧЕСКИЙ ЦЕНТР,
ауд. 2113, т./факс 2-58-59

Свидетельство о государственной регистрации
издателя, изготовителя и распространителя
средства массовой информации
МИ-СГР ИД 000055 от 05.02.2016

Главный редактор

Вишневский Д. А. — д.т.н., проф., ректор

Заместитель главного редактора

Смекалин Е. С. — к.т.н., доц.,
проректор по научной работе

Редакционная коллегия:

Литвинский Г. Г. — д.т.н., проф.

Коршунов Г. И. — д.т.н., проф.

Еременко В. А. — д.т.н., проф.

Борщевский С. В. — д.т.н., проф.

Корнеев С. В. — д.т.н., проф.

Леонов А. А. — к.т.н., доц.

Харламов Ю. А. — д.т.н., проф.

Артюх В. Г. — д.т.н., проф.

Витренко В. А. — д.т.н., проф.

Зинченко А. М. — к.э.н., доц.

Снитко С. А. — д.т.н., доц.

Корзун Е. Л. — д.т.н., проф.

Богатырева Е. В. — д.т.н., проф.

Яковченко А. В. — д.т.н., проф.

Гончарук А. В. — д.т.н., проф.

Куберский С. В. — к.т.н., проф.

Денищенко П. Н. — к.т.н., проф.

Давиденко А. И. — д.т.н., проф.

Сулейманова Л. А. — д.т.н., проф.

Смоляго Г. А. — д.т.н., проф.

Бондарчук В. В. — к.т.н., доц.

Псюк В. В. — к.т.н., доц.

Скомская С. А. — секретарь редакционной
коллегии

Для научных сотрудников, аспирантов,
студентов высших учебных заведений.

Язык издания:
русский, английский

Компьютерная вёрстка
Исмаилова Л. М.

© ФГБОУ ВО «ДонГТУ», 2024

© Чернышова Н. В., художественное
оформление обложки, 2024

НЕДРОПОЛЬЗОВАНИЕ

SUBSURFACE MANAGEMENT

УДК 622.02:531

EDN: CVTYDH

*Литвинский Г. Г.**Донбасский государственный технический университет**E-mail: Ligag@ya.ru*

ТРАЕКТОРИИ ИСПЫТАНИЯ ГОРНЫХ ПОРОД В СТАБИЛОМЕТРЕ ДЛЯ ПОЛУЧЕНИЯ ПАСПОРТА ПРОЧНОСТИ С ИСПОЛЬЗОВАНИЕМ ДЕФОРМАЦИОННОГО ЭФФЕКТА ПАМЯТИ

Получение достоверных и полных данных о физико-механических свойствах грунтов и горных пород основано на использовании сложного лабораторного оборудования, в первую очередь — стабилметров. Проанализированы различные их конструкции для грунтов и горных пород и возможные программы испытаний образцов при многоосном осесимметричном и разнокомпонентном (3D) их нагружении. Рассмотрена классификация траекторий нагружения образцов в стабилметре по параметру Надаи — Лоде. Разработана новая конструкция жесткого стабилметра для осесимметричного (в том числе по схемам Кармана и Бекера) многоосного нагружения образцов цилиндрической формы. Выполнен анализ закономерностей проявления деформационного эффекта памяти в циклах «нагрузка-разгрузка» образца. Предложена методика получения всего многообразия паспортов прочности на восходящей нелинейной и запредельной ветвях полной диаграммы нагружения с использованием единичного образца породы.

Ключевые слова: *горные породы, грунты, физико-механические свойства, многоосное нагружение, стабилметры, параметр Надаи — Лоде, траектории нагружения, полная диаграмма нагружения, деформационный эффект памяти, методика испытаний, многообразие паспортов прочности породы.*

Проблема и её связь с научными и практическими задачами. В условиях интенсификации добычи и переработки сырьевых ресурсов все более возрастает значение оперативного получения и интерпретации исходных данных о состоянии и свойствах горных пород, слагающих горный массив, в котором ведутся горноинженерные работы.

С позиций геомеханики, которая изучает, объясняет и прогнозирует поведение массива горных пород при разнообразных на него силовых и деформационных воздействиях, в первую очередь необходимо получить достоверные и представительные исходные данные о наиболее полном перечне физико-механических свойств горных пород. Без этих данных оказываются невозможными проектирование, строительство и эксплуатация любого горного сооружения или предприятия.

По мере развития теории геомеханических интерпретаций происходящих в горном массиве процессов деформирования и

разрушения происходят постоянные изменения методов, способов и приборов экспериментальных исследований. Последние должны дать все более разнообразные и подробные сведения о деформационных и прочностных показателях для массива и слагающих его пород. Именно эти задачи и призваны обеспечить лабораторные методы их механических испытаний.

К концу XX в. и вплоть до настоящего времени заметно усилился интерес горных специалистов и геомехаников к описанию процессов запредельного деформирования горных пород [1–7 и др.], поскольку многие проблемы устойчивости горных пород в окрестности подземных и открытых разработок связаны с переходом пород в частично или полностью разрушенное состояние, которое называют запредельным.

Полная диаграмма деформирования и разрушения горных пород при одноосных испытаниях позволяет судить о поведении пород на разных этапах их разрушения, однако эта информация является недостаточной.

Чтобы получить экспериментальные данные о поведении пород при многоосном нагружении, включая предельное их состояние, уже более века используют так называемые стабилометры. Последние представляют собой лабораторный прибор в виде нагрузочного устройства для создания трехосного сжатия образцов из естественных (грунты и горные породы) и искусственных (бетон, керамика и др.) материалов с целью определения их физико-механических свойств при изменяемом по заданной программе состоянии (напряжении, деформации, температуре, водо- и газонасыщении, пористости, микродефектах, неоднородностях, анизотропии и пр.).

Стабилометры и испытательные системы на их основе были разработаны в ответ на запросы практики о необходимости изучения физико-механических свойств грунтов и горных пород при проектировании и ведении наземного и подземного строительства. В соответствии с областью использования и целями испытаний стабилометры имеют различную конструкцию и назначение в зависимости от типа образца, его происхождения и требований методики проведения испытаний. Благодаря трехосным испытаниям образцов в стабилометрах, были изучены процессы деформирования и разрушения многих материалов, открыты новые эффекты и явления (пинч-эффект Бриджмена [8, 9], акустический эффект Кайзера [10, 11] и др.).

Обычно для испытания образцов грунта в стабилометрах в условиях трехосного сжатия повсеместно применяют различные механические устройства, в которых нагружение образцов производится с помощью веса грузов, давления воздуха или жидкости. Для измерения смещений используют индикаторы часового типа с точностью отсчета 0,01 в диапазоне 0–10 мм или 0,001 в диапазоне 0–3 мм.

Стабилометры подразделяют на обычные, в которых испытывают цилиндрические образцы под действием трехосного осесимметричного сжатия $\sigma_1 > \sigma_2 = \sigma_3$, и

специальные с образцами кубической формы — для создания произвольного («истинного») не равнокомпонентного трехосного сжатия в образцах $\sigma_1 > \sigma_2 \geq \sigma_3$, где $\sigma_1 \geq \sigma_2 \geq \sigma_3$ — действующие на образец главные нормальные напряжения в порядке их убывания (рис. 1). Стабилометры для создания трехосного растяжения пока не разработаны.

Траектория нагружения образцов производится чаще всего по схеме Кармана [1], когда создаваемое в образце объемное напряженное состояние подчиняется условию

$$\sigma_1 > \sigma_2 = \sigma_3, \quad (1)$$

где σ_1 — максимальное главное напряжение, приложенное по оси симметрии, Па; σ_2, σ_3 — минимальные главные напряжения, действующие на боковые стенки, Па.

По сути, стабилометр работает, как и все нагрузочные машины, в режиме заданных породному образцу контролируемых нагрузок, которые либо возрастают до назначаемого уровня или убывают, что происходит (для заданного сочетания напряжений) в пределах максимальной до его разрушения несущей способности образца.

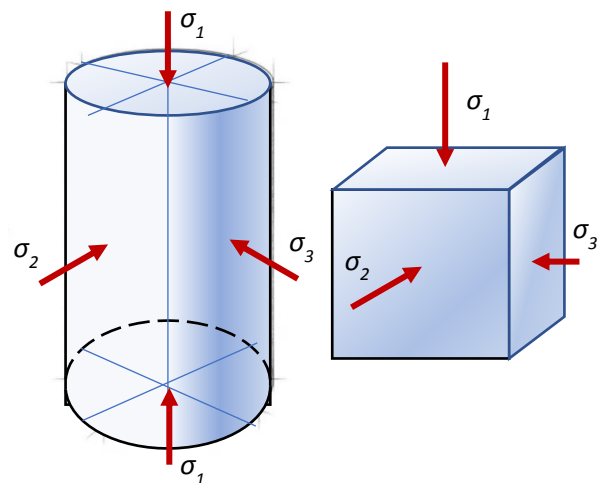


Рисунок 1 — Образцы цилиндрической и кубической формы для стабилометрических испытаний и действующие на них напряжения

Однако все известные типы стабилометров мало приспособлены к осуществлению режимов задаваемых образцу деформаций, когда требуется определение таких важных показателей прочности, как остаточная несущая способность породы при деформировании после достижения предела прочности [1].

В качестве источника нагрузки в испытательных машинах и прессах для механических испытаний пород используются [3]:

а) для *грунтов и слабых пород* с нагрузкой до 50 кН:

- винтовой механический привод, работающий в режиме задаваемых деформаций с постоянной скоростью;

- рычажные устройства с грузовым приводом, обеспечивающие режим постоянных задаваемых нагрузок;

- пружинные устройства, использующие в качестве привода потенциальную энергию упругого сжатия пружин и создающие режим задаваемых нагрузок;

б) для *скальных пород* с необходимым давлением 50 МПа и более:

- гидростатический привод от насосов с регулируемым давлением;

- привод от гидроаккумуляторов, поддерживающих задаваемые нагрузки на образец.

Необходимость использования для скальных пород сложных и громоздких нагрузочных приспособлений, обеспечивающих нужный характер передачи нагрузки, требует для проведения испытаний образцов специальных помещений и делает затруднительным, а часто и невозможным, их оперативное применение в полевых условиях или на месте производства работ.

Кроме того, получение показателей поведения породы в предельном состоянии привело к необходимости почти повсеместного применения сложного и дорогостоящего сервопривода для управления силовым и деформационным нагружением образцов.

Поэтому актуальной задачей является разработка стабилометра простой конструкции и доступной мобильности, который обеспечит возможность испытания скальных пород для получения полной

диаграммы деформирования при жестких режимах нагружения и разных траекториях трехосного силового воздействия.

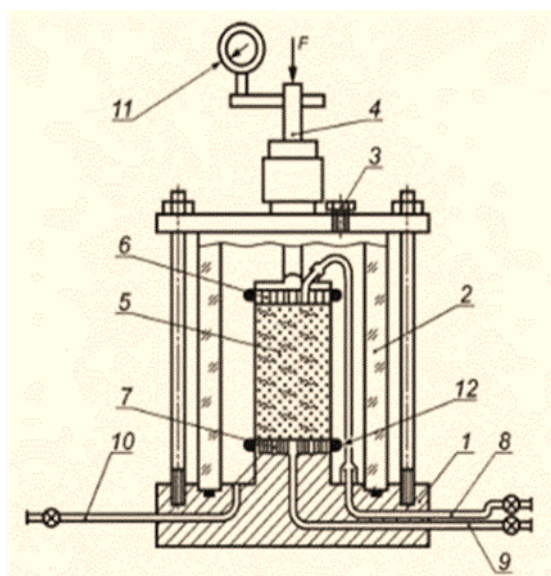
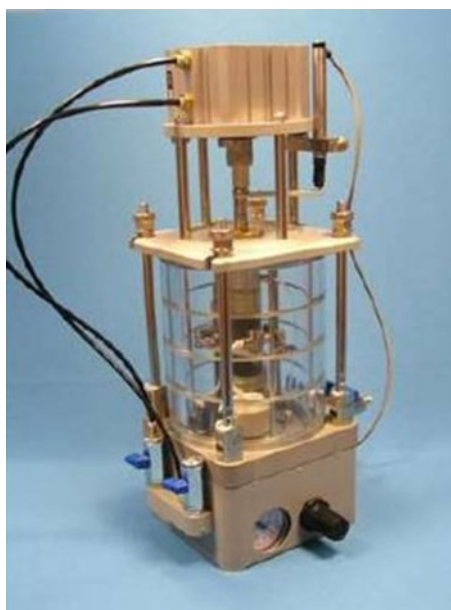
Для составления программы испытаний целесообразно рассмотреть и систематизировать наиболее востребованные траектории нагружения образцов в стабилометре с целью получения не только статических, но и реологических показателей поведения материала.

1 Особенности испытания грунтов и горных пород

Испытания грунтов (дисперсных и несвязных) и горных пород (скальных грунтов) различаются способами отбора и подготовки образцов для испытаний, перечнем определяемых показателей (характеристик) физико-механических свойств, лабораторным оборудованием, методиками проведения и обработки результатов испытаний [12].

Поскольку грунт является многокомпонентной динамичной системой из скелета и находящихся в его поровом пространстве жидкостей и газов, при испытаниях необходимо конструктивно воссоздать естественное давление поровой жидкости и напряженно-деформированное состояние грунта, что заставляет изучить водно-физические его свойства с учетом изменения давления и количества флюидов в порах грунта. Конструкция обычного стабилометра для испытаний дисперсных и мерзлых грунтов путем создания осесимметричного напряженно-деформированного состояния в цилиндрическом образце показана на рисунке 2.

Стабилометр состоит из испытательной камеры в виде корпуса 2 и основания 1, в которую помещен образец грунта 5 в изолирующей оболочке между верхним 6 и нижним 7 штампами с уплотнительным кольцом 12. К ним подведены магистрали 8, 9 системы дренажа поровой жидкости и измерения ее порового давления и противодавления. Через основание 1 камеры подведены магистрали давления 10, системы дренажа и противодавления 8, 9. Со штоком 4 взаимодействует индикатор вертикальных перемещений 11.



1 — основание камеры; 2 — корпус камеры; 3 — вентиль выпуска воздуха; 4 — шток; 5 — образец грунта в оболочке; 6, 7 — верхний и нижний штампы; 8, 9 — магистрали системы дренажа, противодействия и измерения порового давления; 10 — магистраль давления в камере; 11 — индикатор перемещений; 12 — уплотнительное кольцо; F — нагрузка

Рисунок 2 — Общий вид и схема стабилометра для испытаний грунтов методом трехосного сжатия по ГОСТ 12248-2010

Испытания проводят путем увеличения вертикального полного напряжения σ_1 вплоть до разрушения образца при фиксированном значении полных горизонтальных напряжений $\sigma_2 = \sigma_3$ с возможностью полного бокового расширения образца грунта цилиндрической формы в условиях осесимметричного статического нагружения $\sigma_1 \geq \sigma_2 = \sigma_3$.

Характеристики грунтов природного сложения и искусственного происхождения должны определяться на основе их непосредственных испытаний в полевых или лабораторных условиях с учетом возможного изменения влажности грунтов в процессе строительства и эксплуатации сооружений. Для определения прочностных характеристик грунтов, для которых прогнозируется повышение влажности, образцы грунтов предварительно насыщают водой до значений влажности, соответствующих их естественному состоянию или прогнозу.

2 Стабилометры для горных пород

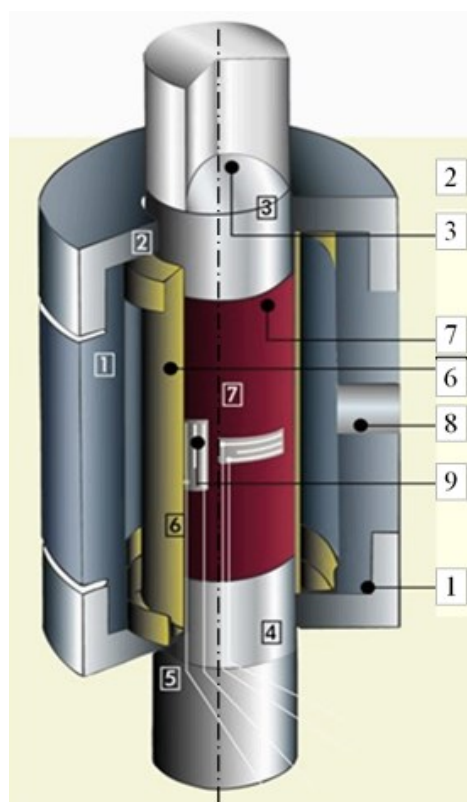
Процедура испытания образцов горных пород в современных стабилометрах состоит в следующем. Для трехосного испытания (рис. 3) цилиндрический образец породы 7 покрывают герметичной резиновой оболочкой 6 и помещают в камеру 1 стабилометра Хука (Hoek cell).

Образец помещается между цилиндрическими шайбами 5, которые центрируются с пуансонами 3 и 5. На цилиндрическую поверхность образца 7 через впускное отверстие 8 подают масло и создают гидростатическое давление в камере 1 гидронасосом с серводвигателем. Последний поддерживает давление с точностью до 1 %.

Осевая нагрузка на образец через пуансоны 3, 5 и шайбы 4 устройства передается от пресса с сервоуправлением, которое обеспечивает постоянную скорость нагружения в осевом и радиальном и направлениях. При достижении радиальной нагрузки заданного значения, она фиксируется, а

осевую нагрузку повышают вплоть до начала снижения прочности образца и его разрушения. Для определения вертикальной и окружной деформации образца используют тензометрические датчики.

Устройство нагружения на пуансон 3 должно быть достаточно жестким и обеспечивать необходимое максимальное давление для разрушения образца породы. После проведения по меньшей мере трех трехосных испытаний при различных боковых давлениях наносятся на график наиболее подходящие огибающие выбранного критерия и выводятся параметры каждого из них (сцепление, угол трения и др.).



1 — корпус камеры; 2 — крышка камеры; 3 — сферический пуансон; 4 — центрирующая шайба; 5 — пуансон; 6 — герметичная гибкая оболочка; 7 — образец породы; 8 — выпуск масла

Рисунок 3 — Стабилометр для трехосных испытаний пород конструкции Хука (Hoek cell)¹

3 Траектории нагружения образцов в стабилометре

Возможны два случая нагружения образцов грунта в условиях трехосного сжатия: простое и сложное. Простое (пропорциональное) нагружение характеризуется тем, что компоненты напряжения возрастают в течение опыта пропорционально одному параметру (как правило, времени t ; при этом форма тензора напряжений и его главные направления все время остаются неизменными. При сложном нагружении направления главных осей и соотношения главных напряжений могут изменяться. Эти понятия были введены великим русским ученым-механиком, профессором Московского государственного университета А. А. Ильюшиным (1911–1999).

Опыты с простым нагружением реализуются в обычных стабилометрах на цилиндрических образцах (рис. 3), а со сложным — в стабилометрах истинного трехосного сжатия (TTTU — true triaxial test unit) на кубических образцах (рис. 1) или в приборах с кручением в трубчатых образцах. Для описания траектории нагружения образцов при их испытании удобно использовать безразмерный нормированный параметр Надаи — Лоде:

$$\mu_{\sigma} = 2 \frac{\sigma_2 - \sigma_3}{\sigma_1 - \sigma_3} - 1, \quad (-1 \leq \mu_{\sigma} \leq 1). \quad (2)$$

Параметр Надаи — Лоде μ_{σ} не изменяется при наложении на заданное напряженное состояние образца произвольной величины шарового тензора напряжений $\sigma_0 = (\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3)/3$, т. е. при всестороннем растяжении или сжатии. Траектории нагружения образцов при их испытаниях называются подобными, если их параметры Надаи — Лоде одинаковы.

При выполнении условия $\sigma_1 = \sigma_2 \geq \sigma_3$ напряженное состояние в образце называют

¹<https://www.geoengineer.org/education/laboratory-testing.com/triaxial-compression-test-in-rock>

НЕДРОПОЛЬЗОВАНИЕ

обобщенным растяжением, и параметр Надаи — Лоде $\mu_\sigma = 1$; если $\sigma_1 \geq \sigma_2 = \sigma_3$, то реализовано обобщенное сжатие $\mu_\sigma = -1$, а при траекториях нагружения с соблюдением условия $\sigma_2 = (\sigma_1 + \sigma_3)/2$ образец нагружен обобщенным сдвигом $\mu_\sigma = 0$.

В стабилометре можно проводить испытание образцов по следующим траекториям изменения главных напряжений с увеличением $dV/d\sigma_0 > 0$ или уменьшением $dV/d\sigma_0 < 0$ обжатия образца. Если систематизировать наиболее востребованные схемы нагружения образцов по соответствующим им траекториям изменения их напряженно-деформированного состояния, то получим их обобщение в следующем виде (табл. 1).

Эти идеализированные схемы и траектории нагружения далеко не исчерпывают всего возможного многообразия воспроизводимых схем в стабилометре, однако появление особых комбинаций и последовательностей приведенных в таблице 1 базовых траекторий требует дополнительного обоснования, вытекающего из поставленных задач исследований.

4 Стабилометры для истинного трехосного нагружения

Наиболее полная информация о свойствах горных пород предоставляется при использовании устройств истинного трехосного нагружения (ТТТУ — True triaxis test unit), которые пока не получили широкого распространения. В отличие от обычных стабилометров, в которых проводятся испытания цилиндрических образцов грунта (породы) в условиях осесимметричного обобщенного сжатия $\sigma_1 > \sigma_2 = \sigma_3$, разработаны стабилометры с истинным трехосным сжатием с произвольно заданным соотношением главных напряжений $\sigma_1 > \sigma_2 \geq \sigma_3$, для чего испытания необходимо проводить на образцах кубической формы (рис. 1). Они позволяют более глубоко изучать процессы деформирования и разрушения материалов с целью прогнозирования их поведения в самых сложных условиях нагружения при независимом контроле всех напряжений и деформаций.

Таблица 1

Траектории изменения напряженного состояния образцов в стабилометре

Тип нагружения	параметр Надаи — Лоде	Обжатие образца	Траектория главных напряжений
Обобщенное сжатие (схема нагружения Кармана)	$\sigma_1 > \sigma_2 = \sigma_3$, $\mu_\sigma = -1$	$\frac{dV}{d\sigma_0} < 0$	$\sigma_1 = \uparrow$, $\sigma_2 = \sigma_3 = Const$
		$\frac{dV}{d\sigma_0} > 0$	$\sigma_1 = Const$, $\sigma_2 = \sigma_3 = \downarrow$
Обобщенное растяжение (схема нагружения Бекера)	$\sigma_1 = \sigma_2 > \sigma_3$, $\mu_\sigma = 1$	$\frac{dV}{d\sigma_0} < 0$	$\sigma_1 = \sigma_2 = \uparrow$, $\sigma_3 = Const$
		$\frac{dV}{d\sigma_0} > 0$	$\sigma_1 = \sigma_2 = Const$, $\sigma_3 = \downarrow$
Обобщенный сдвиг	$\sigma_1 > \sigma_2 =$ $= (\sigma_1 + \sigma_3)/2 > \sigma_3$, $\mu_\sigma = 0$	$\frac{dV}{d\sigma_0} = 0$	$\sigma_1 = \uparrow$, $\sigma_3 = \downarrow$, $\sigma_2 = Const =$ $= (\sigma_1 + \sigma_3)/2$
Гидростатическое сжатие (схема нагружения Паскаля)	$\sigma_1 = \sigma_2 = \sigma_3$, $\mu_\sigma = 1$	$dV < 0$	$\sigma_1 = \sigma_2 = \sigma_3 = \uparrow$
		$dV > 0$	$\sigma_1 = \sigma_2 = \sigma_3 = \downarrow$

Исследования в стабилометрах истинного трехосного сжатия начали проводить с середины 30-х гг. прошлого столетия (Н. Н. Давиденков, Г. Кельман (G. Kjelman), Г. М. Ломизе, А. Л. Крыжановский и др.). Такого рода стабилометры разных конструкций были разработаны отечественными учеными во ВНИМИ, б. ИГД им. А. А. Скочинского, ИФЗ АН СССР, в ФТИ (г. Донецк), во Фрайберской горной академии (ГДР). Сложность и громоздкость конструкции этих приборов при тогда еще недостаточно развитых приборной базе и теоретических обоснованиях не позволили им получить широкое распространение.

Обширное число проблем при добыче ископаемых ресурсов вызвало необходимость решения еще большего количества научных теоретических и прикладных задач и породило большое разнообразие конструкций стабилометров, каждую из которых можно считать уникальной. В настоящее время бурное развитие исследований пород с помощью стабилометров ведется командами ученых во многих ведущих лабораториях развитых горнодобывающих стран (Австралия, Бельгия, Индия, Канада, Китай, Япония и др.).

Параметры стабилометров при этом, в зависимости от поставленных задач, варьируются в широких пределах. Тем не менее каждый стабилометр трехосного истинного сжатия состоит из трех взаимно перпендикулярных гидравлических поршней, образующих своими квадратными торцами плит замкнутую камеру, куда помещают кубический образец породы для испытаний. Как правило, для уменьшения трения перед испытанием к нагружающим поверхностям гидравлических поршней прикрепляют листы тефлона (толщиной 0,1 мм) с силиконовой смазкой. Размер образца в некоторых стабилометрах достигает 700 мм, на каждом поршне предусмотрено давление до 500 МПа, а нагрузка доходит до 5...10 МН и более.

При проведении испытаний проводят измерения не только напряжений и деформаций в образце, но и определяют

многочисленные дополнительные параметры в зависимости от специфики поставленных целей исследований:

- упругие и пластические свойства горных пород на разных участках траектории их нагружения;

- измерение закономерностей фильтрации жидкости при разных давлениях на образец с целью определения трехмерной направленной проницаемости ее коэффициентов по каждой грани образца;

- изучение влияния больших глубин и изменения напряженного состояния массива на поведение горных пород;

- особенности развития микро- и мезотрещин в породах при смене траектории нагружения образца;

- отслеживание типов и размеров трещин в горных породах, вызванных региональной сейсмической активностью;

- параметры фильтрации жидкости через образец в трех направлениях, для чего в контактных плоских поверхностях пуансонов в виде жестких плит выполнены отверстия, через которые жидкость подается к граням образца посредством насоса;

- определение скорости высокочастотных продольных и поперечных волн и акустической эмиссии при деформировании и разрушении образца с помощью пьезоэлектрических датчиков, закрепленных на жестких плитах пуансонов и находящихся в непосредственном контакте с поверхностью граней образца;

- исследование влияния на упругие и деформационные свойства образца изменения температуры в процессе его нагружения, причем пластины пуансонов оснащены системой контроля температуры, позволяющей нагревать образец от отрицательных до высоких положительных (свыше 200...300 °С) температур.

В соответствии с этими задачами широко используются различные датчики и комплекты аппаратуры:

- система шлифования граней образца, обеспечивающая их перпендикулярность с точностью не менее 5 микрон;

– системы создания, контроля и регистрации скоростей ультразвуковых волн, а также создания и приема акустических импульсов, возникающих из-за образования и роста микротрещин с одновременной регистрацией полного спектра акустической эмиссии по всем трем осям нагружения образца (одно вертикальное и два горизонтальных направления) с помощью установленных на нем комплектов пьезоэлектрических датчиков;

– блок охлаждения и нагрева образца в требуемом диапазоне отрицательных (до $-50\text{ }^{\circ}\text{C}$) и положительных (до $300\dots 500\text{ }^{\circ}\text{C}$) температур при непрерывном их контроле и стабилизации;

– аппарата для проведения экспериментов по гидроразрыву пласта в условиях моделирования пересечения различных пластов пород буровой скважиной и др.

В качестве удачного примера может служить уникальная трехосная испытательная система для создания неравнокомпонентных нагрузок на образец (TILTS — Triaxial

independent loading test system), созданная в Институте проблем механики АН СССР (рис. 4) еще в 1980 гг. и предназначенная для изучения деформаций, прочностных и фильтрационных характеристик пород рудных, угольных, нефтяных и газовых месторождений.

Испытательная система трехосного независимого нагружения (ИСТНН) представляет собой уникальный исследовательский комплекс, позволяющий изучать деформационные, прочностные и фильтрационные свойства горных пород. На образцах породы кубической формы с гранью 40 или 50 мм можно воссоздавать любые напряженные состояния, а примененная в конструкции нагружающего узла оригинальная кинематическая схема позволяет нажимным плитам сближаться в трех направлениях, не создавая препятствия друг другу, что дает возможность приложения нагрузки по всей площади грани образца и создания в нем однородного напряженного состояния (рис. 5).



Рисунок 4 — Трехосная испытательная система для создания неравнокомпонентных нагрузок на образец (Triaxial independent loading test system — TILTS)²

²[https:// doi.org/10.1007/978-3-030-26608-0_4](https://doi.org/10.1007/978-3-030-26608-0_4)

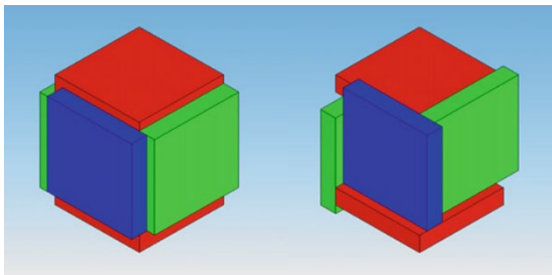


Рисунок 5 — Нажимные плиты стабилометра в исходном положении и после деформации образца

Установка позволяет в лабораторных условиях моделировать реальные геомеханические процессы, происходящие в продуктивном пласте при проведении различных технологических операций.

5 Разработка стабилометра жесткого нагружения

Ввиду необходимости проведения обширных изыскательских работ при промышленном, транспортном и гражданском строительстве возникает потребность получения достоверной информации о свойствах грунтов и горных пород в условиях, близких к полевым, или же непосредственно на месте производства работ. Поскольку сложные испытательные комплексы с сервоуправлением и автоматикой по нагружению образцов использовать в полевых условиях крайне затруднительно, целесообразно применять более простые и мобильные энергонезависимые установки со стабилометрами, которые несложно размещать и перемещать в специализированном автотранспорте (передвижной лаборатории для испытания материалов).

Для этих целей разработан стабилометр сверхжесткого нагружения, который позволяет определить деформационно-прочностные показатели горных пород в режимах осесимметричных «мягкого» (заданные нагрузки) или «жесткого» (заданные деформации) нагружений образцов по схемам соответственно таблице 1:

1 — Обобщенное сжатие (Кармана):

$$\sigma_1 > \sigma_2 = \sigma_3, \mu_\sigma = -1;$$

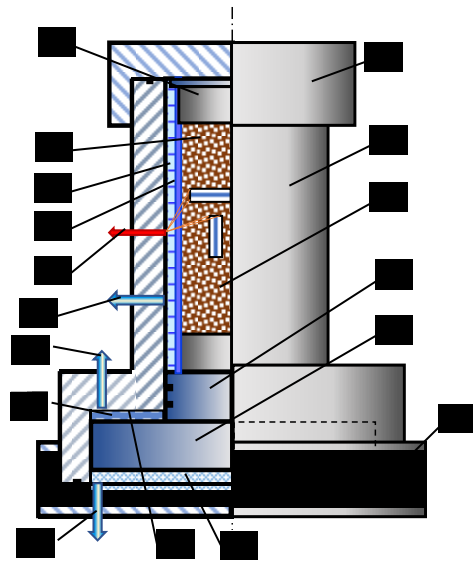
2 — Обобщенный сдвиг:

$$\sigma_1 > \sigma_2 = (\sigma_1 + \sigma_3)/2 > \sigma_3, \mu_\sigma = 0;$$

3 — Обобщенное растяжение (Бекера):

$$\sigma_1 = \sigma_2 > \sigma_3, \mu_\sigma = 1.$$

Отличием этого стабилометра (рис. 6) является наличие двухступенчатого поршня 4 двустороннего действия, формирующего три камеры: рабочую 8, отпорную 14 и нагрузочную 15. Поршень 4 обеспечивает многократное умножение осевой силы на образец 3 за счет разности диаметров ступени 5 и образца, равное $k = (D_5/d_0)^2$. Если принять диаметр образца $d_0 = 50$ мм, а поршня $D_5 = 200$ мм, то при давлении рабочей жидкости $p = 30$ МПа в нагрузочной камере 15 верхний предел давления на образец 3 составит 480 МПа, чего вполне достаточно для испытаний самых прочных горных пород.



1 — верхняя крышка; 2 — корпус;
3 — цилиндрический образец;
4 — двухступенчатый поршень; 5 — отпорная ступень поршня; 6 — нижняя крышка; 7 — шайба-проставка; 8 — камера радиального обжатия; 9 — гибкая изоляция; 10 — выходы тензометрии; 11, 12, 13 — магистрали управления давлением и расходом жидкости в камерах; 14, 15 — отпорная и нагрузочная камеры поршня 4

Рисунок 6 — Стабилометр жесткого нагружения образцов

Жесткость стабилометра достигается за счет применения вместо масла малосжимаемых жидкостей с высоким изотермическим модулем упругости: в опорной камере 14 противодавление создается ртутью (сжимаемость меньше, чем у воды, в 20 раз), а в рабочей камере 8 используется глицерин (сжимаемость меньше в 2,6 раза). В качестве источника нагрузки используют газовый баллон с высоким (30...50 МПа) давлением газа (воздух, азот и пр.). Такая конструкция стабилометра проста в обслуживании и достаточно мобильна.

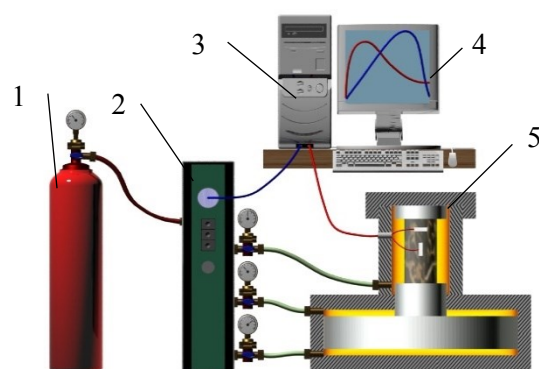
Стабилометр предназначен для испытаний строительных материалов и горных пород в условиях многоосного нагружения при произвольных законах изменения нагрузки и деформации, особенно для изучения закономерностей деформирования и разрушения материалов, в том числе и на участке предельных деформаций даже самых хрупких пород в жестком режиме их нагружения.

Испытательная установка может быть снабжена автоматизированной системой (не показана), способной управлять силовыми и деформационными параметрами нагружения в широком диапазоне изменения амплитуд и их скоростей. Силы измеряют тензодатчиками, а перемещения — индуктивными датчиками, все данные измерений в реальном режиме времени поступают на компьютер и обрабатываются в удобном для последующего анализа виде.

Общий вид измерительного оборудования для проведения объемных испытаний горных пород представлен на рисунке 7.

6 Паспорт прочности горных пород и деформационный эффект памяти

К числу наиболее часто формулируемых требований при ведении физико-механических испытаний горных пород относится получение их паспорта прочности, т. е. огибающей предельных кругов напряжений диаграммы О. Мора, в которой объединена информация о показателях прочности на одноосное сжатие, растяжение, а также при произвольном ее напряженно-деформированном состоянии.



- 1 — баллон сжатого газа; 2 — блок управления давлениями в камерах стабилометра;
- 3 — блок обработки экспериментальных данных;
- 4 — блок визуализации и вывода данных;
- 5 — стабилометр жесткого нагружения

Рисунок 7 Набор испытательного оборудования для определения паспорта прочности горных пород

Для определения огибающей паспорта прочности горной породы следует путем ее испытания в стабилометре получить несколько последовательно расположенных предельных кругов на диаграмме О. Мора. Как правило, число испытаний, отражаемых соответствующими предельными кругами на диаграмме, должно быть не менее числа прочностных параметров в формуле, которой описывается та или иная теория прочности.

Так, согласно аналитической теории прочности [13], паспорт прочности горных пород подчиняется зависимости с тремя параметрами, определяемыми экспериментально:

$$\tau_{nt} = \tau_0 \left(\frac{\sigma_n}{\sigma_0} + 1 \right)^\alpha \sigma, \quad (2)$$

где τ_{nt} , σ_n — касательное и нормальное напряжения на площадке разрушения, МПа;

τ_0 , σ_0 — когезии соответственно сдвига и разрыва породы, МПа;

α — параметр хрупкости, $0 \leq \alpha \leq 1$.

Отсюда следует, что для построения паспорта прочности необходимо провести не менее трех испытаний породы в стабилометре, а для повышения достоверности их число должно быть значительно больше.

Это требует значительных затрат времени и средств для подготовки соответствующего числа идентичных образцов их последовательного испытания.

На рисунке 8 показана на диаграмме О. Мора последовательность четырех испытаний породы в виде кругов, сдвинутых в сторону возрастания напряженно-деформированного состояния от одноосного до объемного. Такие испытания можно произвести по разным траекториям нагружения с различными параметрами Надаи — Лоде (схемы Кармана $\mu = -1$, обобщенный сдвиг $\mu = 0$ и Бекера $\mu = 1$). На предельной огибающей помечены и пронумерованы точки ее касания с кругами О. Мора.

Однако можно воспользоваться уникальным свойством твердых материалов сохранять в том или ином виде информацию о ранее оказанных на него физических воздействиях в виде инструментально различимых следов измененных свойств и состояний. Свойство сохранения во времени изменений показателей свойств и состояний материала, вызванных предшествующими физическими воздействиями, принято называть эффектом памяти [14].

В настоящее время различают разнообразные эффекты памяти: деформационный, ультразвуковой, акустоэмиссионный, электромагнитный эмиссионный, электрический, магнитный, термоэмиссионный и др. [11]. Все эти эффекты памяти характеризуются тем, что если материал на предыдущем цикле нагружения был подвергнут некоторому физическому воздействию, которое вызвало в нем определенный уровень отклика (функцию) в виде изменения показателя состояния или свойства, то при повторном физическом воздействии в момент перехода к ранее достигнутому максимальному значению показателя происходит изменение (перегиб, скачок, отклонение) плавной кривой его функциональной зависимости от аргумента. Тем самым появляется возможность выявить (зафиксировать) ранее достигнутый (запомненный) граничный уровень показателя на предыдущем цикле нагружения.

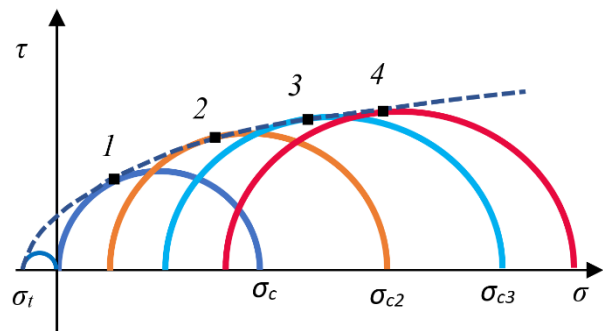


Рисунок 8 — Построение паспорта прочности породы по четырем испытаниям ее образцов в стабилометре

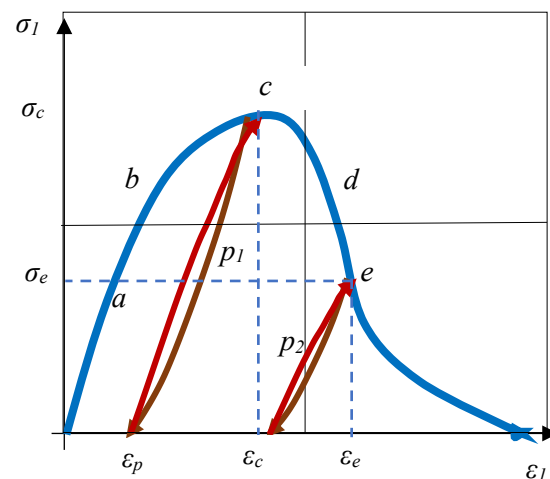


Рисунок 9 — Полная диаграмма σ – ε деформирования горной породы

В нашем случае важно использовать деформационный эффект памяти материала (горной породы) для построения паспорта прочности. Для этого рассмотрим полную диаграмму испытания горной породы, на которой традиционно выделяют несколько характерных участков (рис. 9).

Начальный участок нагружения *a* является линейным, где действует закон Гука и не происходит необратимых изменений внутренней структуры материала. Далее следует участок *b* нелинейной зависимости σ – ε из-за появления остаточных деформаций, обусловленных необратимыми пластическими микродефектами, рассеянными по всему объему материала. Именно их возникновение и рост вызывает многочисленные физи-

ческие эффекты: акустическую эмиссию, электромагнитное излучение, повышение температуры, ультразвуковое излучение и др. Этот нелинейный участок достигает своего максимума в точке c , соответствующей пределу прочности материала на сжатие σ_c .

Если из точки σ_c выполнить цикл «разгрузка-нагрузка» в виде петли p_1 , т. е. снизить напряжение σ_1 , которое задает уровень внешней нагрузки, до нулевого значения, а затем вновь поднять нагрузку до уровня σ_1 , то можно сформулировать следующие закономерности (рис. 9):

– при разгрузке упругие деформации образца $\varepsilon_y = \varepsilon_c - \varepsilon_p$ будут сняты, но зафиксированы остаточные деформации ε_p , в которых оказываются «замороженными» все накопленные ранее неупругие неоднородности в виде микродефектов и повреждений материала — происходит проявление деформационного «эффекта памяти»;

– повторная нагрузка от 0 до уровня σ_1 по петле p_1 идет в виде упругой деформации образца $\varepsilon_y = \varepsilon_c - \varepsilon_p$ по закону Гука при отсутствии роста микродефектов и его сопровождающих физических эффектов, только после нагружения выше ранее достигнутого уровня напряжений σ_1 диаграмма повторного нагружения претерпевает резкий излом в точке σ_1 и вновь переходит на прежнюю до цикла p_1 траекторию нагружения;

– дальнейший путь деформирования по диаграмме нагружения сопровождается теми же физическими эффектами эмиссии, вызванными появлением новых микродефектов и накоплением вследствие этого остаточных деформаций материала;

– любой следующий цикл «разгрузки-нагрузки», например, по петле p_2 , в произвольной точке e полной диаграммы нагружения (рис. 9), закрепляет иной уровень полных деформаций ε_e , которые, в свою очередь, слагаются из упругой и неупругой компонент, при этом предыдущая неупругая компонента перекрывается новой, накопленной за счет появления микродефектов на участке ce полной диаграммы нагружения, и

это будет новый уровень деформационного эффекта памяти;

– отсюда следует, что после разгрузки образца на произвольном участке диаграммы нагружения фиксируется только тот уровень остаточных деформаций, который соответствует последнему этапу разгрузки, и это явление называют деформационным эффектом памяти;

– гидростатическое (всестороннее) нагружение или разгрузка материала на любом участке диаграммы нагружения не вызывают рост микродефектов и изменение внутренней структуры материала, а поэтому не сопровождается эмиссионными физическими эффектами.

Опираясь на эти теоретически предсказанные и экспериментально подтвержденные закономерности поведения материала при его нагружении в стабилometре, можем, за счет комбинирования последовательно чередующихся циклов нагрузки и разгрузки и гидростатического обжатия материала, получить многоэтапную траекторию нагружения материала, позволяющую построить его паспорт прочности.

Рассмотрим с этой целью одну из возможных простейших траекторий испытания образца, представленную на рисунке 10, которая осуществляется согласно таблице 1 по схеме Кармана (обобщенное сжатие $\sigma_1 > \sigma_2 = \sigma_3$ с коэффициентом Надаи — Лоде $\mu_\sigma = -1$).

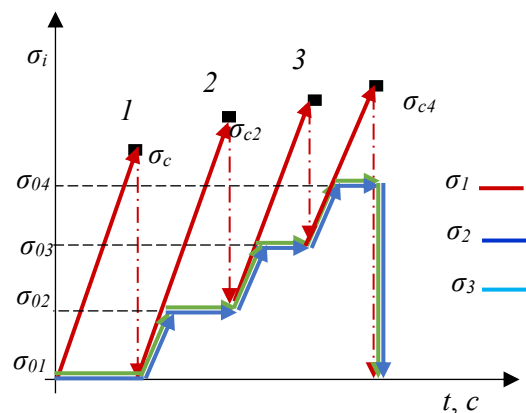


Рисунок 10 — Траектории напряжений в программе построения паспорта прочности горной породы

Проследим по рисунку 10 за последовательностью нагружения образца в стабилометре:

1) образец вначале подвергаем одноосному сжатию $\sigma_1 > \sigma_2 = \sigma_3 = 0$, повышая σ_1 вплоть до предела прочности $\sigma_1 = \sigma_c$ (точка 1 на рис. 10), т. е. когда на диаграмме нагружения будет достигнут максимум в точке c (рис. 9);

2) производим снижение σ_1 до исходного нулевого уровня σ_{01} и начинаем новый цикл нагружения образца, подвергая его сперва гидростатическому сжатию до уровня σ_{02} , а затем вновь повышая напряжение σ_1 до предела прочности σ_{c2} , $\sigma_1 = \sigma_c$ (точка 2 на рис. 10);

3) повторяем траекторию нагружения образца несколько раз, ступенчато увеличивая гидростатическое сжатие до возможного уровня повышения давления в стабилометре;

4) переносим экспериментально полученные данные максимальных значений σ_1 (точки 1...4 на рис. 10) с учетом уровня минимальных напряжений $\sigma_2 = \sigma_3$ на диаграмму О. Мора (рис. 8) и строим огибающую наибольших кругов напряжений, которая и будет искомым паспортом прочности (рис. 8).

Особо следует отметить, что после построения паспорта прочности образец остается в стабилометре готовым для дальнейших испытаний с использованием деформационного эффекта памяти. Для этого достаточно повторить ту же последовательность действий на любом последующем участке диаграммы нагружения (например, см. рис. 9, точка e). Впервые при проведении испытаний на одном образце можно построить не один паспорт прочности, а их семейство (многообразие) для разных участков диаграммы нагружения. Такие испытания способны дать экспериментальную базу для глубокого изучения и исследования сложных процессов структурных превращений роста и залечивания микродефектов, происходящих в твердом теле при его термосиловом нагружении.

Предложенная траектория нагружения образца в стабилометре — одна из множества возможных (см. табл. 1), однако ее достоинствами являются:

- достаточно простая реализация и минимизация затрат времени на испытания;
- обеспечение предельной сохранности структуры образца из-за ограниченности времени на развитие в образце процессов релаксации и ползучести при переходе от цикла к циклу нагружения;
- возможность использования того же образца для построения других паспортов прочности на последующих участках полной диаграммы испытаний и получения всего многообразия присущих материалу паспортов прочности.

Выводы:

- задачи разработки методик испытаний физико-механических свойств грунтов и горных пород тесно связаны с совершенствованием лабораторного оборудования для их реализации и являются весьма актуальными;
- одними из основных лабораторных приборов для определения свойств пород являются стабилометры, конструкции которых обеспечивают осесимметричное или разнокомпонентное многоосное (3D) нагружение образцов;
- программы испытаний образцов могут предусматривать различные траектории их нагружения, и в работе предложена их обобщенная классификация по параметру Надаи — Лоде и последовательности приложения нагрузки в стабилометре;
- рассмотрены конструкции современных стабилометров, их достоинства и недостатки, разработана новая конструкция жесткого стабилометра для осесимметричного (по схеме Кармана и Бекера) многоосного нагружения образцов цилиндрической формы;
- предложена методика проведения физико-механических испытаний горных пород в стабилометре, основанная на использовании закономерностей поведения горных пород и проявлений деформационного эффекта памяти на любом нелинейном участке

полной диаграммы нагружения, в том числе и на запредельной ее ветви, позволяющая построить всё многообразие их паспортов прочности на одном образце породы.

Задачи дельнейших исследований состоят в математическом описании

процессов структурных преобразований в породе при ее термосиловом нагружении с использованием дифференциальных уравнений роста и залечивания микродефектов в рамках реономной микромеханики деформирования и разрушения материалов.

Список источников

1. Karev V., Kovalenko Yu., Ustinov K. *Geomechanics of Oil and Gas Wells. Switzerland : Springer International Publishing Cham, 2020. 166 p. (Advances in Oil and Gas Exploration and Production).*
2. Бишоп А. У. *Определение свойств грунтов в трехосных испытаниях. М. : Госстройиздат, 1961. 232 с.*
3. Болдырев Г. Г., Сидорчук В. Ф. *Определение механических свойств грунтов в компрессионном приборе с измерением боковых напряжений // Автоматизированные технологии изысканий и проектирование. 2003. № 9. С. 69–71.*
4. Lee H., Haimson B. *True triaxial strength, deformability, and brittle failure of granodiorite from the San Andreas Fault Observatory at Depth // International Journal of Rock Mechanics & Mining Sciences. 2011. Vol. 48. Iss. 7. P. 1199–1207. DOI: 10.1016/j.ijrmms.2011.08.003*
5. Tarasov B., Potvin Y. *Universal criteria for rock brittleness estimation under triaxial compression // International Journal of Rock Mechanics & Mining Sciences. 2013. Vol. 59. P. 57–69. DOI: 10.1016/j.ijrmms.2012.12.011*
6. *True Triaxial Testing of Rocks / edited by M. Kwaśniewski, X. Li, M. Takahashi. London : CRC Press, 2012. 384 p. (Geomechanics Research Series 4).*
7. *Ориентационная природа эффекта деформационной памяти при трехосном циклическом неравнокомпонентном сжатии песчаника / Пантелеев И. А. [и др.] // Вестник Сам. гос. техн. ун-та. Сер. : Физ.-мат. науки. 2022. Т. 26. № 2. С. 293–310. EDN MMKNTJ. DOI: 10.14498/vsgtu1890*
8. Бриджмен П. У. *Физика высоких давлений. М. — Л. : ОНТИ, 1935. 402 с.*
9. Литвинский Г. Г. *Пинч-эффект при разрушении породы клиновым горным инструментом // Сб. науч. трудов ДонГТУ. 2018. Вып. 9 (52). С. 5–20. EDN XYEIQP*
10. *Memory effects in rock salt under triaxial stress state and their use for stress measurements in a rock mass / Y. L. Filimonov, A. V. Lavrov, Y. M. Shafarenko, V. L. Shkuratnik // Rock Mech. and Rock Enging. 2001. Vol. 34. Iss. 4. P. 275–291.*
11. *Lavrov A. Kaiser effect observation in brittle rock cyclically loaded with different loading rates // Mech. Mater. 2001. Vol. 33. P. 669–677. EDN KDMDQN. DOI: 10.1016/S0167-6636(01)00081-3*
12. *ГОСТ 12248.3. Грунты. Определение характеристик прочности и деформируемости методом трехосного сжатия. М. : Стандартинформ, 2020. 27 с.*
13. *Литвинский Г. Г. Аналитическая теория прочности горных пород и массивов. Донецк : Норд-Пресс, 2008. 207 с.*
14. *Лавров А. В., Шкурятник В. Л., Филимонов Ю. Л. Акустоэмиссионный эффект памяти в горных породах. М. : МГТУ, 2004. 437 с.*

© Литвинский Г. Г.

Рекомендована к печати д.т.н., проф. каф. ГЭС ДонГТУ Корнеевым С. В., к.т.н., доц. каф. ГиПБ, проректором по цифровой трансформации и образовательной деятельности ДонГТУ Шульгиным П. Н.

Статья поступила в редакцию 01.04.2024.

СВЕДЕНИЯ ОБ АВТОРЕ

Литвинский Гарри Григорьевич, д-р техн. наук, профессор каф. геотехнологии и промышленной безопасности
Донбасский государственный технический университет,
г. Алчевск, Луганская Народная Республика, Россия,
e-mail: ligag@ya.ru

Litvinsky G. G. (Donbass State Technical University, Alchevsk, Lugansk People's Republic, Russia, e-mail: ligag@ya.ru)

ROCKS TESTING TRAJECTORIES IN THE STABILOMETER TO OBTAIN A STRENGTH CERTIFICATE USING THE DEFORMATION MEMORY EFFECT

Obtaining reliable and complete data on the physical and mechanical properties of soils and rocks is based on the use of sophisticated laboratory equipment, firstly stabilometers. Their various designs for soils and rocks and possible testing programs for samples under multiaxial axisymmetric and multi-component (3D) loading are analyzed. Classification of specimen loading trajectories in the stabilometer according to the Nadai — Lode parameter is considered. A new design of a rigid stabilometer for axisymmetric (including Karman and Becker schemes) multiaxial loading of cylindrical specimens is developed. The regularities of manifestation of deformation memory effect in the “load-unload” cycles of the specimen are analyzed. The methodology of obtaining the full range of strength passports on the ascending non-linear and forbidden branches of the full load diagram using a single rock sample is proposed.

Key words: rocks, soils, physical and mechanical properties, multiaxial loading, stabilometers, Nadai — Lode factor, load trajectories, complete loading diagram, deformation memory effect, test methods, variety of rock strength certificates.

References

1. Karev V. I., Kovalenko Yu., Ustinov K. *Geomechanics of Oil and Gas Wells*. Switzerland : Springer International Publishing Cham. *Advances in Oil and Gas Exploration and Production*. 2020. 166 p.
2. Bishop A. U. *Determination of soil properties in triaxial tests [Opredelenie svoystv gruntov v trekhosnyh ispytaniyah]*. M. : Gosstrojizdat. 1961. 232 p.
3. Boldurev G. G., Sidorchuk V. F. *Determination of mechanical properties of soils in a compression device with lateral stress measurement. [Opredelenie mekhanicheskikh svoystv gruntov v kompressionnom pribore s izmereniyem bokovykh napryazhenij]*. *Avtomatizirovannye tekhnologii izyskanij i proektirovanie*. 2003. No. 9. Pp. 69–71. (rus)
4. Lee H., Haimson B. *True triaxial strength, deformability, and brittle failure of granodiorite from the San Andreas Fault Observatory at Depth*. *International Journal of Rock Mechanics & Mining Sciences*. 2011. Vol. 48. Iss. 7. Pp. 1199–1207. DOI: 10.1016/j.ijrmms.2011.08.003
5. Tarasov B., Potvin Y. *Universal criteria for rock brittleness estimation under triaxial compression*. *International Journal of Rock Mechanics & Mining Sciences* 2013. Vol. 59. Pp. 57–69. DOI: 10.1016/j.ijrmms.2012.12.011
6. Kwaśniewski M., Li X., Takahashi M. (editors). *True Triaxial Testing of Rocks*. London : CRC Press. *Geomechanics Research Series 4*. 2012. 384 p.
7. Panteleev I. A. [et al.]. *Orientation nature of the deformation memory effect at three-axis cyclic uneven sandstone compression [Orientacionnaya priroda effekta deformacionnoj pamyati pri trekhosnom ciklicheskom neravnokomponentnom szhatii peschanika]*. *Journal of Samara State Technical University. Ser. Physical and Mathematical Sciences*. 2022. Vol. 26. No. 2. Pp. 293–310. EDN MMKNTJ. DOI: 10.14498/vsgtu1890 (rus)
8. Bridzhmen P. U. *High-pressure physics [Fizika vysokih davlenij]*. M. — L. : ONTI. 1935. 402 p. (rus)
9. Litvinsky G. G. *Pinch-effect during rock fracture with wedge mining tools [Pinch-effekt pri razrushenii porody klinovym gornym instrumentom]*. *Scientific works collection of DonSTU*. 2018. Iss. 9 (52). Pp. 5–20. EDN XYEIQP (rus)

10. Filimonov Y. L., Lavrov A. V., Shafarenko Y. M., Shkuratnik V. L. Memory effects in rock salt under triaxial stress state and their use for stress measurements in a rock mass. *Rock Mech. and Rock Enging.* 2001. Vol. 34. Iss. 4. Pp. 275–291.

11. Lavrov A. Kaiser effect observation in brittle rock cyclically loaded with different loading rates. *Mech. Mater.* 2001. Vol. 33. Pp. 669–677. EDN KDMDQN. DOI: 10.1016/S0167-6636(01)00081-3

12. GOST 12248.3. Soils. Determination of strength and deformation parameters by triaxial compression testing. M. : Standartinform. 2020. 27 p.

13. Litvinsky G. G. Analytical theory of rock and massif strength [Analiticheskaya teoriya prochnosti gornyh porod i massivov]. Donetsk : Nord-Press. 2008. 207 p. (rus)

14. Lavrov A. V., Shkuratnik V. L., Filimonov Yu. L. Acoustoemission memory effect in rocks [Akustoemissionnyj effekt pamyati v gornyh porodah]. M. : MGGU. 2024. 437 p. (rus)

INFORMATION ABOUT THE AUTHOR

Litvinsky Garry Grigorievich, Doctor of Technical Sciences, Professor of the Department of Geotechnology and Industrial Safety
Donbas State Technical University,
Alchevsk, Lugansk People's Republic, Russia,
e-mail: ligag@ya.ru

УДК 622.232.32

EDN: GLABVH

Корнеев С. В., *Доброногова В. Ю., Долгих В. П.
Донбасский государственный технический университет
*E-mail: kafedra.gemio@dstu.education

ИСПЫТАНИЯ НА ПРОЧНОСТЬ КЛЕЕВЫХ ЗУБЧАТЫХ СОЕДИНЕНИЙ РЕЗИНОТКАНЕВЫХ КОНВЕЙЕРНЫХ ЛЕНТ

В результате экспериментальных исследований установлено, что несущая способность изготовленных способом холодной вулканизации зубчатых соединений резинотканевой конвейерной ленты 2ШБКНЛ-65 в 1,14...1,23 раза выше, чем у аналогичных ступенчатых соединений полунхлестного типа. Величина средней прочности зубчатых соединений составляет 2,1...2,4 МПа, а ступенчатых соединений — 0,55...0,62 МПа.

Ключевые слова: конвейерная резинотканевая лента, клей, зубчатый стык, ступенчатый стык, холодная вулканизация, эксперимент, несущая способность, средняя прочность, прочность на сдвиг.

Проблема и её связь с научными и практическими задачами. Ленточные конвейеры широко применяются во многих отраслях промышленного производства. Замокнутый тяговый орган конвейера, состоящий из отдельных поставляемых в рулонах кусков резинотканевой многопрокладочной ленты длиной от 100 до 200 м, в зависимости от их длины может иметь большое число стыков: свыше 20 на километр длины конвейера. В настоящее время наибольшее распространение получили рекомендуемые заводами-изготовителями стыки ступенчатой конструкции нахлестного (Н) и полунахлестного (П) типов. Стыковка производится способами горячей и холодной вулканизации. Наиболее привлекательными по простоте технологии являются клеевые стыки (холодная вулканизация). Ступенчатые стыки нагружаются силой натяжения ленты, действующей вдоль ленты, и поперечной силой, возникающей при изгибах на барабанах и приводящей к отрыву прокладок по склейке. Статическая прочность таких стыков при продольном нагружении, в зависимости от множества факторов, может колебаться в широких пределах. Однако даже при соблюдении всех требований технологии изготовления прочность стыка не превышает 70...75 % агрегатной прочности

целой ленты, что является их существенным недостатком [1, 2]. Прочность клеевого стыка, если исключить случайные причины разрушения, обусловленные особенностями или нарушениями технологии склеивания, по сути, определяется прочностью когезии или адгезии элементов стыка [3]. Соответственно, различают когезионное (по клею или по материалу) и адгезионное разрушения клеевого соединения. Адгезия разнородных тел определяется физическими силами межмолекулярного притяжения и адсорбции (силы Ван-дер-Ваальса). Когезия материалов определяется силами сцепления молекул полимеров между собой и также межмолекулярными силами притяжения (силы Ван-дер-Ваальса). Прочность адгезии и когезии определяется физическими и химическими свойствами клеящего вещества. При изготовлении и ремонте конвейерных лент в основном применяются двухкомпонентные клеи преимущественно немецкого производства: Nilos, TipTop, ContiTech (Германия) и др. Полимерным базисом таких клеев является полихлоропрен, растворителем — трихлорэтилен, а отвердителем — UT-R 20. Существует достаточно обоснованное представление о трехслойной структуре склейки, согласно которой в адгезиве в зоне его контакта с основой об-

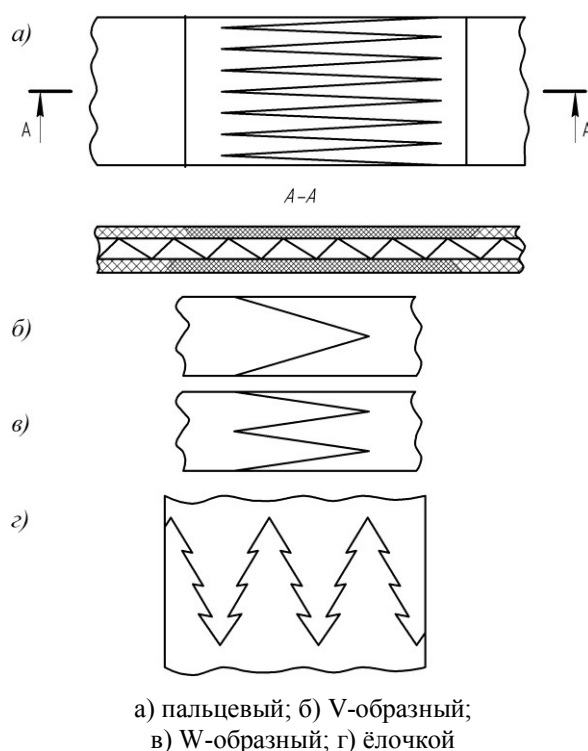
разуется промежуточный (пограничный) слой, в котором изменяется ориентация молекул и имеются незамещенные связи [4]. Именно в этом ослабленном слое при сдвиге происходит разрушение, которое часто воспринимается как адгезионное, так как адгезионный слой, остающийся на поверхности основы (на прокладке ленты), имеет весьма небольшую толщину (около 7...10 см).

Нагрузка на сдвиг распределяется вдоль клевого шва неравномерно, обычно присутствуют зоны концентрации напряжений. Например, при соединении «внахлест» концы склейки подвержены большему напряжению, чем середина. Даже значительно увеличенная длина перекрытия не дает существенного приращения прочности на разрыв. Так как максимальная нагрузка приходится на край сопряжения, то стык начинает разрушаться именно в этом месте концентрации напряжений, где превышены адгезивная или когезивная прочность клея [5]. Вид разрушения зависит от соотношения прочности адгезии и когезии материалов в данном клеевом соединении, скорости нагружения, направления разрушающего усилия и от температурно-влажностных условий нагружения. Очевидно, стыки конвейерных лент являются «слабейшим звеном» конвейера.

Основными направлениями повышения прочности вулканизированных стыков следует считать совершенствование их конструкции, технологии соединения и качества применяемых материалов, а также обоснованный выбор параметров соединений с учетом особенностей их конструкции и условий эксплуатации.

В плане конструкции для обеспечения постепенного набегания ступенчатого стыка на барабаны его выполняют косым, под некоторым углом к борту ленты.

Известны различного рода бесступенчатые профильные стыки (рис. 1), в том числе: пальцевые (обычно для лент с цельнотканым каркасом), V-образные, W-образные [2, 6], с зубцами в виде «ёлочки» [7].



а) пальцевый; б) V-образный; в) W-образный; г) ёлочкой

Рисунок 1 — Конструкции бесступенчатых профильных стыков конвейерных лент

Известны косые бесступенчатые соединения лент встык со стыкуемыми поверхностями в виде клина [5, 8, 9]. Установлено, что распределение напряжений в клиновых стыках близко к равномерному, а их прочность на 5...10 % выше прочности ступенчатых соединений равной длины. Благодаря своей технологичности клиновые соединения считаются одними из наиболее перспективных.

В качестве стыков более высокого технического уровня анонсированы бесступенчатые зубчатые вулканизированные соединения (см. рис. 2) [10–12], отличительной чертой которых является изготовление боковых поверхностей зубьев в виде клина. Иначе, боковые грани выступов наклонены под некоторым острым углом α к поверхности ленты, причем сечение зуба нормальной к продольной оси ленты плоскостью представляет собой трапецию или параллелограмм. Соединительные прослойки зубчатых стыков, находящиеся в объемном напряженном состоянии, удерживаются

живают соединяемые поверхности от отрыва одной поверхности от другой, а также, как в случае ступенчатого стыка, от относительного смещения в плоскости стыка (сдвига), т. е. работают одновременно на сдвиг и на отрыв. При этом касательные напряжения в плоскости прослойки и нормальные напряжения, перпендикулярные плоскости прослойки (отдирающие напряжения), могут оказаться величинами одного порядка. Образованные путем фрезерования выступы пилообразной формы одного конца ленты входят во впадины другого конца. Очевидно, зубчатые стыки вобрали в себя достоинства пальцевых и клиновых стыков.

Постановка задачи. За счет увеличения площади и улучшения структуры поверхностей в зубчатых соединениях конвейерной ленты при обеспечении их плотного контакта при склеивании появляется возможность повышения прочности стыка. Если прочностные параметры ступенчатых стыков достаточно хорошо исследованы, то прочность зубчатых соединений, как и механизм их разрушения, нуждается во всестороннем изучении.

В связи с этим *целью* настоящей работы является экспериментальное установление значений несущей способности, средней прочности и прочности соединительной прослойки на сдвиг зубчатых стыков, изготовленных способом холодной вулканизации, а также, для сопоставления, аналогичных ступенчатых стыков.

Объект исследования — процессы нагружения зубчатого и ступенчатого стыков резиноканевой конвейерной ленты, полученных способом холодной вулканизации.

Предмет исследования — прочностные параметры ступенчатых и зубчатых стыков конвейерной ленты.

Задачи исследования:

– установление значений несущей способности, средней прочности и прочности соединительной прослойки на сдвиг зубчатых стыков, изготовленных способом холодной вулканизации;

– сопоставление экспериментальных значений прочностных параметров зубчатых и ступенчатых стыков, полученных способом холодной вулканизации.

Методика исследования. Экспериментальные исследования основываются на нормативных документах [13, 14]. Под несущей способностью стыка σ понимаем отношение разрушающего усилия $[S]$ к ширине образца b или, что в ряде случаев удобнее, к ширине прокладки.

$$\sigma = \begin{cases} \frac{[S]}{b}, & \text{если } [S] \text{ отнесено} \\ & \text{к } b \text{ образца;} \\ \frac{[S]}{n_{\text{пр}}b}, & \text{если } [S] \text{ отнесено} \\ & \text{к } b \text{ прокладки,} \end{cases} \quad (1)$$

где $n_{\text{пр}}$ — число прокладок в ленте.

Средняя прочность стыка $[\tau]$ — отношение разрушающего усилия к площади $F_{\text{скл}}$ склеивания, т. е.

$$[\tau] = [S]/F_{\text{скл}}. \quad (2)$$

Прочность связи на сдвиг $[\tau_c]$ — предел прочности клеевой прослойки стыка при сдвиге.

Очевидно, для ступенчатых соединений типа П и Н $[\tau_c]$ равно $[\tau]$.

Площадь склеивания в стыке типа З:

$$F_{\text{скл}} = n_{\Gamma} F_{\Gamma}, \quad (3)$$

где n_{Γ} и F_{Γ} — число граней зубьев в стыке и площадь грани зуба.

Площадь грани зуба определяется по формуле

$$F_{\Gamma} = \frac{hl}{\sin\alpha}, \quad (4)$$

где h — толщина каркаса ленты, $h = n_{\text{пр}}h_{\text{пр}} + n_{\text{ск}}h_{\text{ск}}$; $n_{\text{ск}}$ — число сквиджей в ленте; $h_{\text{пр}}$ и $h_{\text{ск}}$ — толщина прокладок и сквиджей соответственно; l — длина грани зуба.

Тогда с учетом зависимостей (3), (4) и равенства $n_{\Gamma} = b/(l\sin\alpha)$ выражение (2) обретает вид:

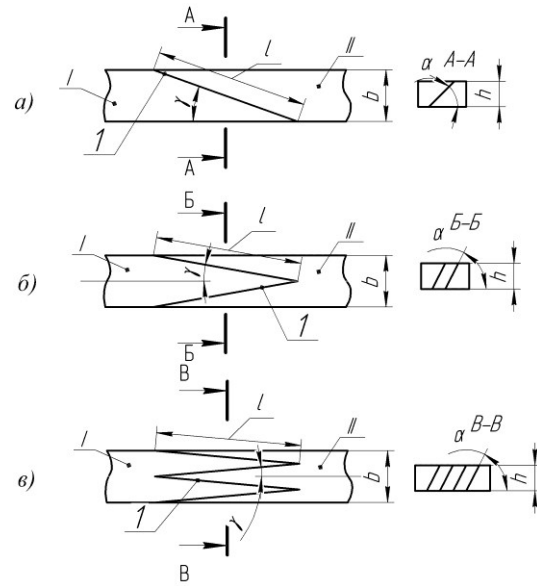
$$[\tau] = \begin{cases} \frac{\sigma \cdot \sin \alpha \cdot \sin \gamma_1}{h}, & \text{если } [S] \\ \text{отнесено к } b \text{ образца;} \\ \frac{\sigma \cdot n_{\text{пр}} \sin \alpha \cdot \sin \gamma_1}{h}, & \text{если } [S] \\ \text{отнесено к } b \text{ прокладки.} \end{cases} \quad (5)$$

Испытаниям подвергались стыки длиной до 600 мм резиноканевой конвейерной ленты 2ШБКНЛ-65 с 5-ю прокладками. При изготовлении соединений применялся двухкомпонентный клей холодного отверждения Cement SC-2000 (фирма ТР-ТОР), получивший широкое распространение в угольной промышленности. Проводились исследования несущей способности и прочности связи на сдвиг зубчатых с симметричными зубьями (поперечное сечение зуба в виде трапеции) и, для сравнения, ступенчатых соединений. В первом случае соединяемые поверхности представляют собой срез нитей основы и утка (СНОУ), а во втором — плетение нитей основы и утка (ПНОУ).

Соединения разрезались на образцы требуемой ширины. Каждый образец, кроме крайних, устанавливался в зажимах испытательной машины и нагружался растягивающими усилиями до разрушения. После испытания образца фиксировалось усилие его разрушения путем снятия показаний с отсчетного устройства.

Конструктивные схемы образцов зубчатых соединений с соединяемыми поверхностями в виде СНОУ приведены на рисунке 2, где b — ширина образца, γ_1 — угол заострения, т. е. половина угла γ при вершине треугольного выступа (зуба). На рисунке 2, а представлен образец с одной гранью (половина зуба), $b = 50$ мм; на рисунке 2, б — с двумя гранями (один полный зуб), $b = 100$ мм; на рисунке 2, в — с четырьмя гранями (два полных зуба), $b = 200$ мм.

Испытания проводятся сериями по n образцов каждого типа в партии, в данном случае $n = 5$.



а) половина зуба, $b = 50$ мм; б) один зуб, $b = 100$ мм; в) два зуба $b = 200$ мм

Рисунок 2 — Конструктивные схемы образцов соединений типа 3 с поверхностями зубьев в виде СНОУ

Результаты статистической обработки массивов реализаций σ_i ($i = 1, 2, \dots, n$) случайной величины σ , являющейся функцией случайной величины $[S]$, полученных для каждой серии образцов соединений типа 3 при угле клина α , равном 45° , и различных значениях длины грани l , отражены в таблице 1.

Среднее значение $\bar{\sigma}$, стандартное отклонение s , половина доверительного интервала $\Delta\sigma$ для математического ожидания случайной величины σ , предположительно распределенной по нормальному закону, и относительная ошибка (ξ) определялись по формулам:

$$\bar{\sigma} = \frac{\sum_{i=1}^n \sigma_i}{n}; \quad (6)$$

$$s = \sqrt{\frac{\sum (\sigma_i - \bar{\sigma})^2}{n(n-1)}}. \quad (7)$$

$$\Delta\sigma = ts; \quad (8)$$

НЕДРОПОЛЬЗОВАНИЕ

$$\xi = \frac{\Delta\sigma}{\bar{\sigma}} 100 \%, \quad (9)$$

где t — коэффициент Стьюдента, значение которого определяется числом экспериментов n и принятой доверительной вероятностью.

Нормальная к клиновидной поверхности грани зуба и тангенциальная составляющие силы растяжения S_r , приходящейся на одну грань зуба в образце, определяются по формулам [15]:

$$S_{r,n} = S_r \sin \gamma_1 \sin \alpha; \quad (10)$$

$$S_{r,\tau} = S_r \sqrt{\cos^2 \gamma_1 + \sin^2 \gamma_1 \cos^2 \alpha}. \quad (11)$$

$$[\sigma_n] = \frac{[S_{r,n}]}{F_r} = \begin{cases} \frac{\sigma \sin^2 \alpha \sin^2 \gamma_1}{h}, & \text{если } [S] \text{ отнесено к } b \text{ образца;} \\ \frac{\sigma n_{\text{пр}} \sin^2 \alpha \sin^2 \gamma_1}{h}, & \text{если } [S] \text{ отнесено к } b \text{ прокладки,} \end{cases} \quad (13)$$

$$[\tau_c] = \frac{[S_{r,\tau}]}{F_r} = \begin{cases} \frac{\sigma \sin \alpha \sin \gamma_1}{h} \cdot \frac{\sqrt{\cos^2 \gamma_1 + \sin^2 \gamma_1 \cos^2 \alpha}}{h}, & \text{если } [S] \text{ отнесено к } b \text{ образца;} \\ \frac{\sigma n_{\text{пр}} \sin \alpha \sin \gamma_1}{h} \cdot \frac{\sqrt{\cos^2 \gamma_1 + \sin^2 \gamma_1 \cos^2 \alpha}}{h}, & \text{если } [S] \text{ отнесено к } b \text{ прокладки.} \end{cases} \quad (14)$$

Разрушающая сила, приходящаяся на один зуб, равна

$$[S_r] = \begin{cases} \sigma / \sin \gamma_1, & \text{если } [S] \\ & \text{отнесено к } b \text{ образца;} \\ \sigma n_{\text{пр}} / \sin \gamma_1, & \text{если } [S] \\ & \text{отнесено к } b \text{ прокладки.} \end{cases} \quad (12)$$

Отсюда, из выражений (10) и (11), с учетом зависимостей (4) и (12) определяются соответствующие разрушению образца нормальные $[\sigma_n]$ и тангенциальные $[\tau_c]$ напряжения в клеевой прослойке стыка типа 3 с соединяемыми поверхностями в виде СНОУ:

Таблица 1

Результаты статистической обработки массивов экспериментальных значений несущей способности σ_i образцов соединений типа 3 ленты 2ШБКНЛ-65

Конструкция и параметры используемых образцов соединений	Длина грани зуба, l , мм	Угол заострения γ_1 , град	Среднее значение несущей способности, $\bar{\sigma}$, Н/мм ширины прокладки	Половина доверительного интервала $\Delta\sigma$ для математического ожидания несущей способности, Н/мм	Относительная погрешность, ξ , %
рис. 1, а, $b = 50$ мм	100	30°	57,5	2,15	3,74
	300	9°33′	155,5	5,64	3,63
	500	5°45′	231,3	7,94	3,43
	700	4°6′	299,8	4,66	1,55
рис. 1, б, $b = 100$ мм	100	30°	56,2	1,85	3,29
	300	9°33′	150,0	4,88	3,25
	500	5°45′	221,5	9,67	4,37
	700	4°6′	291,4	5,01	1,72
рис. 1, в, $b = 200$ мм	100	30°	55,7	1,41	2,53
	300	9°33′	142,6	2,92	2,05
	500	5°45′	219,2	3,41	1,56
	700	4°6′	288,3	3,02	1,05

Из приведенных формул (10–14), после подстановки в них вместо σ экспериментальных значений $\bar{\sigma}$, получим соответствующие им средние сериальные значения величин $[S_{г.л}]$, $[S_{г.т}]$, $[\sigma_n]$, $[\tau_c]$, что подразумевается и в дальнейшем. Если при этом разрушение связующих элементов стыка происходит при их сдвиге, то прочность связующего слоя определяется величиной $[\tau_c]$, а если при отрыве, то величиной $[\sigma_n]$. Характер разрушения определяется визуально. Во всех рассмотренных случаях стыки разрушались при сдвиге.

Результаты расчета, полученные для конструкции образца, приведенной на рисунке 2, a ($b=50$ мм, $\alpha=45^\circ$, $n_{пр}=5$, $h_{пр}=h_c=1$ мм), отражены в таблице 2. Аналогичная картина наблюдается и при большем числе граней.

Углы α и γ_1 определяют: 1) соотношение нормальной $[S_{г.л}]$ и тангенциальной $[S_{г.т}]$ составляющих разрушающей нагрузки $[S_{г}]$; 2) площадь склеивания $F_{г}$; 3) как результат — нормальное и тангенциальное напряжения в клеевой прослойке стыка

типа 3, одно из которых является предельным по условию прочности стыка.

При малых значениях γ_1 , в данном случае при $\gamma_1=4^\circ 6'$, прочность стыка составляет 92,2 % от агрегатной прочности ленты, что значительно выше среднестатистических значений прочности ступенчатых стыков.

По мере уменьшения углов α и γ_1 значения $F_{г}$ и $[S_{г.т}]$ возрастают, причем $F_{г}$ возрастает быстрее, что приводит к некоторому снижению прочности на сдвиг $[\tau_c]$. Убывание $[\tau_c]$ можно объяснить возрастанием степени неравномерности нагружения стыка при малых значениях углов.

На рисунке 3 представлена схема соединения ступенчатой конструкции полунхлестного типа для пятипрокладочной ленты 2ШБКНЛ-65.

Для определения прочности связи на сдвиг образцы изготавливались также с учетом рекомендаций, изложенных в [13, 14].

В таблицах 3 и 4 представлены результаты исследований несущей способности и средней прочности соединений конвейерной ленты 2ШБКНЛ-65 типов 3 и П.

Таблица 2

Расчетные показатели прочности зубчатого соединения типа 3 конвейерной ленты 2ШБКНЛ-65

Длина соединения, l , мм	Несущая способность, $\bar{\sigma}$, Н/мм ширины образца	Среднее значение средней прочности стыка $[\bar{\tau}]$, МПа	Разрушающая сила, отнесенная к одной грани зуба, $[S_{г.л}]$, кН	Площадь одной грани зуба, $F_{г}$, мм ²	γ_1 , град	$[S_{г.л}]$, кН	$[S_{г.т}]$, кН	$[\sigma_n]$, МПа	$[\tau_c]$, МПа
100	57,5	2,26	2,87	1272	30°	1,01	2,69	0,8	2,14
300	155,5	2,04	7,77	3811	9°33'	0,92	7,70	0,24	2,02
500	231,3	1,82	11,56	6354	5°45'	0,82	11,55	0,13	1,82
700	299,8	1,68	14,99	8923	4°6'	0,76	14,97	0,05	1,68

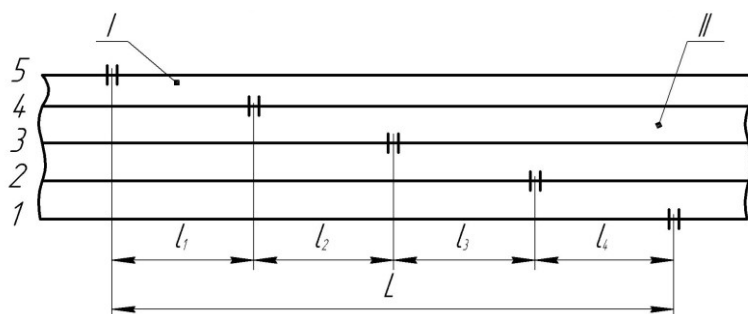


Рисунок 3 — Конструктивная схема ступенчатого соединения типа П пятипрокладочной ленты

НЕДРОПОЛЬЗОВАНИЕ

Таблица 3

Экспериментальные значения несущей способности соединений конвейерной ленты 2ШБКНЛ-65

№ схемы соединения, тип соединения	Длина соединения, l , мм	Несущая способность, σ , Н/мм ширины прокладки	Доверительные границы случайной погрешности, $\pm\Delta\sigma$, Н/мм	Относительная погрешность, ξ , %
рис. 2, в, 3	100	76,2	6,2	8,2
	300	199,9	6,3	3,2
	500	219,0	6,9	3,1
рис. 3, П	100	61,8	5,3	8,5
	300	165,6	4,2	2,5
	500	192,8	7,7	4,0
	целая лента	238,0	7,5	3,1

Таблица 4

Экспериментальные значения средней прочности соединений конвейерной ленты 2ШБКНЛ-65

Конструкция и параметры используемых образцов соединений	Длина соединения, l , мм	Средняя прочность, $[\tau_c]$, МПа	Доверительные границы случайной погрешности, $\pm\Delta\tau$, МПа	Относительная погрешность, ξ , %
1 (рис. 2, в), 3	100	2,4	0,12	5,0
	300	2,1	0,10	4,8
2 (рис. 3), П	100	0,62	0,04	6,5
	300	0,55	0,06	10,9

Выводы и направление дальнейших исследований. Анализ результатов исследований, приведенных в таблицах 1–4, показывает, что несущая способность зубчатых соединений конвейерной ленты 2ШБКНЛ-65, полученных способом холодной вулканизации, в 1,14...1,23 раза выше, чем несущая способность аналогичных ступенчатых соединений полунахлестного типа. Величина

средней прочности $[\tau_c]$ зубчатых соединений составляет 2,1...2,4 МПа, тогда как ступенчатых соединений полунахлестного типа — 0,55...0,62 МПа.

Дальнейшие исследования будут направлены на определение прочностных параметров зубчатых соединений наиболее распространенных резиноканевых конвейерных лент.

Список источников

1. Пасечный Ф. В., Подопригра Ю. А. Исследование прочности различных видов соединений резиноканевых конвейерных лент // Шахтный и карьерный транспорт. М. : Недра. 1980. № 5. С. 29–31.
2. Прушак В. Я., Миранович О. Л. Оценка эффективности соединений конвейерных лент // Вестник БНТУ. 2006. № 4. С. 18–22. EDN SCXVRX
3. ГОСТ Р 56977-2016. Композиты полимерные. Классификация типов разрушения клеевых соединений. М. : Стандартинформ, 2016. 19 с.
4. Калиниченко М. Л., Долгий Л. П., Калиниченко В. А. Технология склеивания: теория, практика, материалы. Минск : БНТУ, 2021. 187 с.
5. Реутов А. А. Конструкции и расчет соединений резиноканевых конвейерных лент : монография. Брянск : БГТУ, 1997. 64 с.
6. Способ разделки концов резиноканевых конвейерных лент и устройство для его осуществления : пат. 2001332 РФ / В. П. Дунаев, Н. Г. Заворотнов, Ю. А. Подопригра [и др.] ; № 4928937 ; заявл. 22.04.1991; опубл. 15.10.1993. Бюл. № 37-3.

7. Стыковое соединение конвейерной ленты : а. с. SU 1638398 / Л. И. Чугреев, И. А. Джимиев ; № 4434657/27 ; заявл. 01.06.1988 ; опубл. 30.03.1991, Бюл. № 12. EDN ICYRNT

8. Исследование бесступенчатой конструкции стыка резиноканевой ленты, средств его выполнения и способов повышения работоспособности : отчет о НИР. № гос. рег. 79008213. Брянск, 1980. 87 с.

9. Рубин М. А. Напряжения в клеевой прослойке клиновидного стыка резиноканевых конвейерных лент // Изв. вузов. Машиностроение. 1983. № 5. С. 93–96.

10. Способ соединения конвейерных лент : а. с. 1548075 СССР / В. И. Кузьменко, Е. Х. Завгородний, А. В. Переселков, Т. Н. Бородин ; № 4451867/31-05 ; заявл. 30.06.1988 ; опубл. 07.03.1990, Бюл. № 9. EDN MWKZVO

11. Спосіб з'єднання конвеєрних стрічок : пат. 41552A Україна / В. І. Кузьменко, В. Ю. Доброногова ; № 2000020684 ; заявл. 08.02.2000 ; опубл. 17.09.2001, Бюл. № 8.

12. Спосіб з'єднання конвеєрних стрічок : пат. 51459A Україна / В. І. Кузьменко, В. Ю. Доброногова ; № 2002042729 ; заявл. 05.04.2002 ; опубл. 15.11.2002, Бюл. № 11.

13. ГОСТ 14759-69. Клеи. Метод определения прочности при сдвиге. М. : Изд-во стандартов, 1970. 6 с.

14. ГОСТ 14760-69. Клеи. Метод определения прочности при отрыве. М. : Изд-во стандартов, 1986. 6 с.

15. Корнеев С. В., Доброногова В. Ю., Долгих В. П. Упрощенный метод расчета геометрических параметров зубчатых соединений резиноканевых конвейерных лент // Наукоёмкие технологии и оборудование в промышленности и строительстве. 2023. Вып. 2 (76). С. 5–11. EDN NSWJQE

© Корнеев С. В., Доброногова В. Ю., Долгих В. П.

Рекомендована к печати к.т.н., доц. каф. ГБП ДонГТУ Леоновым А. А., к.т.н., доц., зав. каф. общинженерных дисциплин СИПИМ ЛГУ им. В. Даля Сафоновым В. И.

Статья поступила в редакцию 01.04.2024.

СВЕДЕНИЯ ОБ АВТОРАХ

Корнеев Сергей Васильевич, д-р техн. наук, профессор каф. горных энергомеханических систем Донбасский государственный технический университет, г. Алчевск, Луганская Народная Республика, Россия

Доброногова Виктория Юрьевна, канд. техн. наук, доцент, зав. каф. горных энергомеханических систем Донбасский государственный технический университет, г. Алчевск, Луганская Народная Республика, Россия, e-mail: kafedra.gemio@dstu.education

Долгих Виталий Павлович, канд. техн. наук, доцент каф. горных энергомеханических систем Донбасский государственный технический университет, г. Алчевск, Луганская Народная Республика, Россия

Korneev S. V., *Dobronogova V. Yu., Dolgikh V. P. (Donbass State Technical University, Alchevsk, Lugansk People's Republic, Russia, *e-mail: kafedra.gemio@dstu.education)

STRENGTH TESTS OF ADHESIVE TEETH JOINTS OF FABRIC-PLY BELTS

As a result of experimental researches, it has been found that the load-bearing capacity of teeth joints of fabric-ply belt 2ShBKNL-65 made by cold vulcanization method is 1,14...1,23 times higher than that of similar step joints of semi-overlapping type. The value of medium-strength of teeth joints is 2,1...2,4 MPa, and of step joints — 0,55...0,62 MPa.

Key words: fabric-ply belt, adhesive, teeth joint, stepped joint, cold vulcanization, experiment, load-bearing capacity, medium-strength, shear strength.

References

1. Pasechnyi F. V., Podoprigora Yu. A. Investigating the strength of different joint types of the fabric-ply belts [Issledovanie prochnosti razlichnykh vidov soedinenij rezinotkanevykh konvejernykh lent]. *Shahtnyj i kar'ernyj transport*. M. : Nedra. 1980. No. 5. Pp. 29–31. (rus)
2. Prushchak V. Ya., Miranovich O. L. Evaluation of conveyor belt joint efficiency [Ocenka effektivnosti soedinenij konvejernykh lent]. *Repository BNTU*. 2006. No. 4. Pp. 18–22. EDN SCXVRX (rus)
3. GOST P 56977-2016. Polymer composites. Classification of adhesive joint failure types. M. : Standartinform. 2016. 19 p.
4. Kalinichenko M. L., Dolgiy L. P., Kalinichenko V. A. Adhesive technology: theory, practice, materials [Kompozity polimernye. Klassifikaciya tipov razrusheniya kleevykh soedinenij]. Minsk : BNTU. 2021. 187 p. (rus)
5. Reutov A. A. Designs and calculation of joints of fabric-ply belts: a monograph [Konstrukcii i raschet soedinenij rezinotkanevykh konvejernykh lent: monografiya]. Briansk : BSTU. 1997. 64 p. (rus)
6. Dunaev V. P., Zavorotnov N. G., Podoprigora Yu. A. [et al.]. Method for splitting the fabric-ply belts ends and device for its realization : Patent 2001332 the Russian Federation : No. 4928937 ; submitted 22.04.1991 ; published 15.10.1993, Bulletin No. 37-3.
7. Chugreev L. I., Dzhimiev I. A. Conveyor belt butt jointing : a. s. SU 1638398. No. 4434657/27 ; submitted 01.06.1988 ; published 30.03.1991, Bulletin No. 12. EDN ICYRNT
8. Investigation of stepless design of fabric-ply belt joint, means of its fulfillment and ways to increase its working capacity : research work report No. of SR 79008213. Briansk. 1980. 87 p.
9. Rubin M. A. Stresses in the adhesive layer of the wedge-shaped joint of fabric-ply belts. *Proceedings of Higher Educational Institutions. Machine Building*. 1983. No. 5. Pp. 93–96. (rus)
10. Kuz'menko V. I., Zavgorodnij E. H., Pereselkov A. V., Borodina T. N. Method of connecting conveyor belts : a. s. 1548075 USSR ; No. 4451867/31-05 ; submitted 30.06.88 ; published 07.03.90, Bulletin No. 9. EDN MWKZVO
11. Kuz'menko V. I., Dobronogova V. Yu. Method of connecting conveyor belts : Patent 41552A Ukraine ; No. 2000020684 ; submitted 08.02.2000 ; published 17.09.2001, Bulletin No. 8.
12. Kuz'menko V. I., Dobronogova V. Yu. Method of connecting conveyor belts : Patent 51459A Ukraine ; No. 2002042729 ; submitted 05.04.2002 ; published 15.11.2002, Bulletin No. 11.
13. GOST 14759-69. Adhesives. Method for determining shear strength. M. : Izd-vo standartov. 1970. 6 p.
14. GOST 14760-69. Adhesives. Method for determining tensile strength M. : Izd-vo standartov. 1986. 6 p.
15. Korneev S. V., Dobronogova V. Yu., Dolgikh V. P. Simplified method for calculating the geometric parameters of teeth joints of fabric-ply belts. *Knowledge-intensive technologies and equipment in industry and building*. 2023. Iss. 2 (76). Pp. 5–11. EDN NSWJQE

INFORMATION ABOUT THE AUTHORS

Korneev Sergey Vasiliyevich, Doctor of Technical Science, Professor of the Department of Mining Energy-mechanical Systems
Donbass State Technical University,
Alchevsk, Lugansk People's Republic, Russia

Dobronogova Viktoriya Yuriyevna, PhD in Engineering, Assistant Professor, Head of the Department of Mining Energy-mechanical Systems
Donbass State Technical University,
Alchevsk, Lugansk People's Republic, Russia
e-mail: kafedra.gemio@dstu.education

Dolgikh Vitaliy Pavlovich, PhD in Engineering, Assistant Professor, Department of Mining Energy-mechanical Systems
Donbass State Technical University,
Alchevsk, Lugansk People's Republic, Russia

*Ларченко В. Г., Коваленко Е. В., *Маталкина Ю. А.*
 Донбасский государственный технический университет
 *E-mail: kristel08@yandex.ru

КОРРЕКТИРОВКА МЕТОДИКИ РАСЧЕТА ОЖИДАЕМЫХ СДВИЖЕНИЙ И ДЕФОРМАЦИЙ ЗЕМНОЙ ПОВЕРХНОСТИ ПРИ ПОДРАБОТКЕ НА БОЛЬШИХ ГЛУБИНАХ

Обоснована необходимость корректировки методики расчета ожидаемых смещений и деформаций земной поверхности действующих нормативных «Правил...» [1, 2]. Скорректирована методика расчета ожидаемых смещений и деформаций земной поверхности, угловых параметров, длин полумульд.

Ключевые слова: *ожидаемые максимальные смещения, деформации, земная поверхность, слоистая толща горных пород, глубина подработки, угловые параметры процесса смещения, размеры полумульд, значения функций типовых кривых $S(z)$, $S(z')$, $S(z'')$.*

Проблема и ее связь с научными и практическими задачами. Развитие промышленности Донбасса зависит от эффективности топливно-энергетического комплекса, основой которого является уголь — единственный энергоноситель и сырье для коксохимической отрасли, которым владеет ЛНР. Но до 30 % оставшихся балансовых запасов угля находятся под застроенными территориями и коммуникациями, безопасная разработка которых возможна при соблюдении мер защиты подрабатываемых сооружений. Выбор мер охраны зависит от максимальных деформаций земной поверхности, которые определяют трудоемкими инструментальными натурными наблюдениями или по действующим нормативным «Правилам ...» [1, 2], в которых использованы натурные инструментальные наблюдения, в основном при глубинах разработки до 600 м. В настоящее же время на отдельных шахтах добывают уголь на глубинах 1200 м и более.

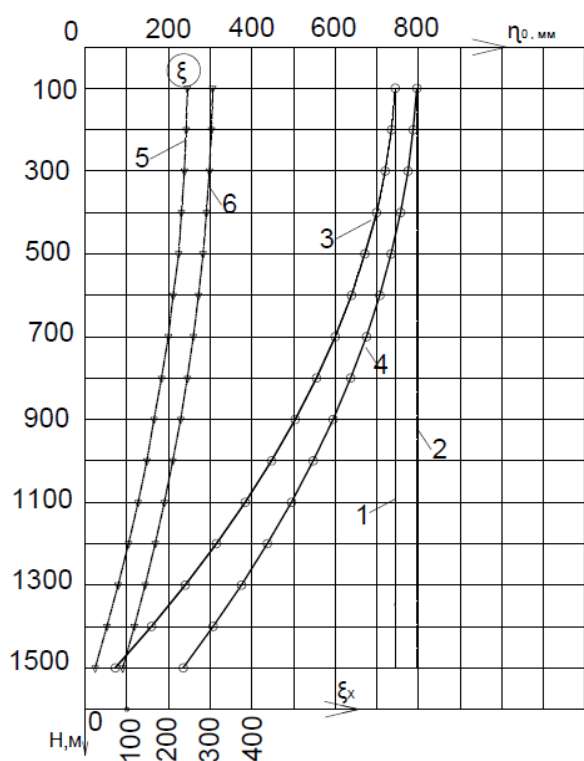
Выполненные авторами статьи теоретические исследования, натурные инструментальные наблюдения, физическое, математическое моделирование [3–6], детальный анализ методики расчета ожидаемых смещений и деформаций земной поверхности действующих «Правил...» [1, 2], полученные по ним зависимости максимальных осе-

даний η_0 (рис. 1, прямые 1, 2), горизонтальных смещений ξ_0 от глубины разработки H при полной подработке ($N_1 = 1$, $N_2 = 1$), где η_0 не зависят от H , что противоречит теории смещения слоистой толщи пород различной мощности и прочности, горной геомеханике, редким натурным наблюдениям и указывает на необходимость корректировки методики расчета максимальных ожидаемых смещений и деформаций земной поверхности «Правил...» [1, 2].

Целью работы является совершенствование методики расчета ожидаемых смещений и деформаций земной поверхности для повышения точности выбора эффективных, оптимальных мер охраны подрабатываемых на больших глубинах сооружений и коммуникаций.

Объект исследований — процесс смещений и деформаций подработанной слоистой толщи горных пород при добыче угля подземным способом на глубинах более 600 м.

Предмет исследований — обоснование необходимости корректировки методики расчета ожидаемых смещений и деформаций земной поверхности в действующих «Правилах...» [1, 2] при подработке на больших глубинах; усовершенствование методики расчета ожидаемых смещений и деформаций земной поверхности при добыче угля на глубинах более 600 м.



1 — зависимость η_0 от H — в районах залегания антрацитов; 2 — углей марок Ж–Т при $h < 10$ м по методике [2]; 3 — η_0 от H в районах добычи антрацитов; 4 — η_0 от H углей марок Ж–Т по методике ДонГТУ; 5 — зависимость ξ_0 от H в районах добычи антрацита; 6 — ξ_0 от H — углей марок Ж–Т по методике ДонГТУ

Рисунок 1 — Зависимость максимальных ожидаемых оседаний η_0 , горизонтальных сдвижений земной поверхности ξ_0 от глубины H при полной подработке ($N_1 = 1, N_2 = 1$)

Изложение материала. Корректировка методики расчета ожидаемых сдвижений и деформаций земной поверхности вызвана тем, что в действующих «Правилах» на участках плоского дна мульды (N_1 и $N_2 = 1$) не учтено: влияние глубины подработки слоистого массива горных пород на η_0 (рис. 1, прямые 1, 2); образования в процессе сдвижения полостей расслоений на контактах слоев различной прочности и мощности, что подтверждено комплексными натурными наблюдениями за сдвижением глубинных реперов якорного типа, установленных в пробуренные с земной поверхности вертикальные скважины в

главных сечениях мульды на участках плоского дна [7]. Поэтому в формуле вычисления максимальных ожидаемых оседаний земной поверхности по методике «Правил...» [1, 2] на основании натуральных инструментальных наблюдений [7, 8], физического и математического моделирования [3] считаем целесообразным дополнительно коэффициентом расслоения K_p , умноженным на H^2 , учесть уменьшение оседаний за счет остаточного расслоения слоистой толщи горных пород различной мощности и прочности. Расчет ожидаемых максимальных оседаний земной поверхности η_0 рекомендуем выполнять по формуле (1):

$$\eta_0 = q_0 \cdot m \cdot \cos \alpha \cdot N_1 \cdot N_2 - K_p \cdot H^2, \text{ м}, \quad (1)$$

где q_0 — относительная величина максимального оседания земной поверхности [2, табл. А.1] (не учитывает глубину подработки H) (табл. 1);

m — вынимаемая мощность пласта, м;

α — угол наклона пласта, градус;

N_1, N_2 — коэффициенты, характеризующие степень подработки земной поверхности по падению и по простиранию пласта, безразмерные величины, определяемые по формуле (2):

$$N_1 = \sqrt{0,9 \frac{D_1}{H}}; N_2 = \sqrt{0,9 \frac{D_2}{H}}, \quad (2)$$

где D_1, D_2 — размеры очистной выработки соответственно по падению и простиранию пласта, м;

K_p — коэффициент остаточных межслоевых расслоений подработанного массива, зависящий от литологии толщи, прочности и мощности слоев пород, установленный по результатам теоретических исследований, натуральных наблюдений в восточных районах Донбасса [8], математического моделирования [3] и рекомендуемый на данном этапе исследований при первичной подработке в соответствии с таблицей 1.

Если значения N_1 или N_2 при вычислениях по формуле (2) больше 1,0, то их следует принимать равными 1,0. В случае, ко-

гда N_1 и N_2 при вычислениях получились менее 0,20, их принимают равными 0,20.

Коэффициенты q_0 и K_p требуют подтверждения по мере накопления результатов равноточных инструментальных натуральных наблюдений за сдвижением и деформациями земной поверхности при подработке на глубинах более 600 м.

В горно-геологических условиях, аналогичных вычисленным значениям максимальных оседаний земной поверхности η_0 по методике [2] (рис. 1, прямые 1, 2): полная подработка, $N_1=1$, $N_2=1$; $m=1$ м; $\alpha=5^\circ$; h — мощность четвертичных отложений, менее 10 м, вычислены ожидаемые максимальные оседания η_0 при H от 100 до 1500 м и различной степени метаморфизма пород (марок угля) по рекомендуемой методике ДонГТУ (формула 1) (табл. 2). По значениям η_0 построены графики зависимости η_0 от глубины подработки H (рис. 1, кривые 3, 4), показывающие степенную зависимость η_0 от H , где со снижением прочности пород (с марки угля А на Ж–Т) при всех глубинах разработки увеличивается максимальное оседание η_0 , что соответствует теории сдвижения подработанной слоистой толщи горных пород и результатам натуральных наблюдений в Восточном Донбассе (табл. 3).

На глубине 600 м разность оседаний земной поверхности $\Delta\eta$ по методикам [2] и ДонГТУ составила 100 мм, а при разработке антрацита на глубине 1300 м в тех же усло-

виях $\Delta\eta$ равна 500 мм при мощности пласта 1 м, что оказывает существенное влияние на величины горизонтальных сдвижений, деформаций, наклонов и выбор мер охраны железных дорог МПС, трубопроводов, высотных сооружений и других объектов.

Ожидаемые максимальные наклоны i_0 , горизонтальные сдвижения ξ_0 и горизонтальные деформации ε_0 в точках главных сечений мульды по простиранию пласта определяем по формулам (3–5):

$$i_{0x} = (\eta_0 / L_3) \cdot S'(z_x)_{\max}, 1 \cdot 10^{-3}; \quad (3)$$

$$\xi_{0x} = 0,5 \cdot \alpha_0 \cdot \eta_0 \cdot S'(z_x)_{\max}, \text{ мм}; \quad (4)$$

$$\varepsilon_{0x} = 0,5 \cdot \alpha_0 (\eta_0 / L_3) \cdot S''(z_x)_{\max}, 1 \cdot 10^{-3}; \quad (5)$$

где α_0 — относительная величина максимального горизонтального сдвижения (табл. 1);

$S'(z_x)_{\max}$ — максимальные значения функций типовой кривой наклонов, горизонтальных сдвижений, равные 2,2, и деформаций $S(z)'' = 7,3$ для Донецкого бассейна [2, таблицы А.5, А.6];

L_3 — длина полумульды по простиранию пласта, равная

$$L_3 = H \cdot (\text{ctg} \delta_0 + \text{ctg} \psi_3), \text{ м}, \quad (6)$$

где δ_0 — граничный угол по простиранию пласта, градус (табл. 4);

ψ_3 — угол полных сдвижений, градус (табл. 4).

Таблица 1

Относительные величины максимальных оседаний q_0 , максимальных горизонтальных сдвижений α_0 , коэффициентов остаточных расслоений K_p в Восточном Донбассе при первичной подработке H

q_0	α_0	$K_p, 1 \cdot 10^{-7}$	Условия применения
0,75	0,30	3,0	В районах залегания: – антрацитов
0,80	0,35	2,5	– углей марок Ж, К, ОС, Т и Д–Т при $h/H \leq 0,3$
0,85	0,40	2,0	– углей марок Д–Г при $h/H \leq 0,3$

НЕДРОПОЛЬЗОВАНИЕ

Таблица 2

Ожидаемые максимальные оседания η_0 , наклоны i_0 , горизонтальные сдвигения ζ_0 и деформации ε_0 , длины полумульд L_3 в главных сечениях по простираанию пласта по методике Дон ГТУ

$H, \text{ м}$	$\eta_0, \text{ мм}$		$L_3, \text{ м}$			$i_0, 1 \cdot 10^{-3}$		$\varepsilon_0, 1 \cdot 10^{-3}$		$\zeta_0, \text{ мм}$	
	А	Ж-Т	А	Ж-Т	А [2]	А	Ж-Т	А	Ж-Т	А	Ж-Т
100	744	794	91,7	102,5	96,8	17,85	17,04	8,88	9,90	246	306
200	735	787	183,4	205,0	193,6	8,82	8,44	4,39	4,90	242	303
300	720	775	275,1	307,5	290,4	5,76	5,54	2,87	3,22	238	298
400	699	757	366,8	410,0	387,2	4,19	4,06	2,09	2,36	231	291
500	672	735	458,5	512,5	484,0	3,22	3,16	1,60	1,83	222	283
600	639	707	550,2	615,0	580,8	2,56	2,53	1,27	1,47	211	272
700	600	675	597,1	670,6	677,6	2,21	2,21	1,10	1,29	198	260
800	555	637	632,0	714,4	744,4	1,93	1,96	0,96	1,14	183	245
900	504	595	655,2	746,1	871,2	1,69	1,75	0,84	1,02	165	229
1000	447	547	668,0	777,0	968,0	1,47	1,55	0,73	0,89	148	210
1100	384	495	669,9	776,6	1064,8	1,26	1,40	0,62	0,82	127	190
1200	315	437	634,8	775,2	1161,6	1,09	1,24	0,55	0,72	104	168
1300	240	375	614,9	764,4	1258,4	0,86	1,08	0,43	0,63	79	144
1400	159	307	582,4	740,6	1355,2	0,60	0,91	0,30	0,52	52	118
1500	72	235	541,5	709,5	1452,0	0,29	0,73	0,14	0,42	24	90

Таблица 3

Сопоставление вычисленных по методике Дон ГТУ (формула 1) ожидаемых оседаний земной поверхности $\eta_{рас}$ с результатами натурных наблюдений в Восточном Донбассе $\eta_{ф}$ [3]

Наблюдательная станция	Пласт	$m, \text{ м}$	$\alpha, \text{ град}$	$D_1, \text{ м}$	$D_2, \text{ м}$	$H, \text{ м}$	$\eta_{ф}, \text{ мм}$	$\eta_{рас}, \text{ мм}$	$\Delta\eta/\eta_{ф}, \%$
№ 1 ш. Южная, л. 1522, 1524	i_3^H	1,5	8	420	850	724	628	645	+2,7
№ 8 ш. Южная, л. 1518, 1520	i_3^H	1,4	8	430	900	678	660	652	-1,21
№ 26 ш. Южная, л. 1514, 1516	i_3^H	1,5	8	480	850	748	751	735	-2,11
№ 15 ш. Нежданная л.1025, 1027	k_2'	0,85	6	340	760	258	610	614	+0,66
№ 16 ш. Нежданная л.1026, 1028	k_2'	0,82	6	340	760	267	628	631	+0,48
№ 9 ш. Красина л. 1106,1108	k_2^H	0,85	8	380	900	245	688	655	-4,8
ш. Ворошиловская ГП Р. А. л. 352	i_3'	1,0	4	510	860	500	695	673	-3,16
ш. им. Володарского ГП С. А. л. 60-64	i_3	1,27	16	880	850	830	744	750	+0,81
Среднее									-0,83

Вычисленные по методике ДонГТУ (формула 4) в приведенных выше горно-геологических условиях, максимальные горизонтальные сдвигения ζ_0 земной поверх-

ности (табл. 2; рис. 1, кривые 5, б) показывают зависимость ζ_0 от глубины подработки H и степени метаморфизма толщи пород (марок угля), что соответствует теории

сдвигения горных пород, а горизонтальные сдвигения ξ_0 по методике [2] в тех же горно-геологических условиях в антрацитовых районах $\xi_0 = 246$ мм, при разработке угля марок Ж–Т $\xi_0 = 307$ мм, постоянные величины, не зависящие от H , что противоречит теории сдвигения подработанного слоистого массива горных пород.

Определяющие размеры полумульд в главном сечении по простиранию пласта граничные углы δ_0 и углы полных сдвижений ψ_3 при полной подработке, приведенные в нормативных «Правилах...» [1, 2], прямой линией от разрабатываемого пласта и до земной поверхности «ограничивают» размеры мульд сдвигения в слоистой толще пород различной мощности и прочности слоев, что не соответствует натурным частотным комплексным наблюдениям [7], где граница начала процесса сдвигения в толще пород (изолиния оседания 10 мм) и окончания процесса сдвигения (изолиния оседаний 800 мм) [7] являются плавными кривыми, обращенными выпуклостями от очистного забоя. Границей мульды сдвигения в подработанной толще является ломаная с изломами на контактах слоев, а ее «сглаженное» положение в крепких породах является кривой, расположенной под большим углом наклона, чем в породах меньшей прочности. Кучин А. С. и Назаренко В. А. по результатам натурных наблюдений сделали аналогичный вывод, что с увеличением прочности пород и глубины разработки граничные углы увеличиваются [9], как это частично отражено и в «Правилах...» [2, табл. 5.1, 5.2].

С увеличением глубины разработки и прочности массива пород, согласно теории сдвигения горных пород, результатам натурных наблюдений [3, 7, 9] и частично «Правилам...» [1, 2], должны возрастать значения угловых параметров процесса сдвигения, что не в полной мере учтено в «Правилах...» [1, 2], где угловые параметры рекомендуются одинаковыми от разрабатываемого пласта и до четвертичных отложений или до земной поверхности независимо

от глубины подработки. Это «заключение» является вторым (после расчета максимальных оседаний η_0 в условиях полной подработки) «слабым местом» методики расчета сдвижений и деформаций земной поверхности действующих «Правил...» [1, 2].

Поэтому после теоретических исследований, математического моделирования [3] и сопоставления с редкими результатами натуральных наблюдений [7–9] считаем необходимым скорректировать угловые параметры процесса сдвигения слоистой толщи горных пород при глубинах разработки более 600 м в соответствии с таблицей 4 дополнительным слагаемым ($H_T \cdot K_y$), что обеспечивает зависимость угловых параметров от глубины очистных работ H , усиливает влияние прочности пород (степени метаморфизма массива пород, марок угля, первичная или повторная подработка).

С использованием скорректированных угловых параметров по формуле (6) вычислены длины полумульд по простиранию пласта L_3 (табл. 2) при H от 100 до 1500 м. На глубине подработки 500 м разность длин полумульд ΔL_3 по методикам «Правил...» [1, 2] и рекомендуемой ДонГТУ составила 5,7 %, а при $H = 1300$ м L_3 согласно [1, 2] в антрацитовых районах $L_3 = 1258$ м, что более чем в два раза больше, чем по методике ДонГТУ (табл. 2). От размеров L_3 зависят максимальные значения наклонов i_0 и горизонтальных деформаций ϵ_0 , которые служат основой выбора мер защиты разрабатываемых сооружений земной поверхности. Завышенные значения длин полумульд являются третьей причиной «устойчивости» более 50 лет методики расчета сдвижений и деформаций «Правил...» [1, 2] (в «Правилах охраны» СССР 1972 г. и 1981 г. методика расчета аналогичная, но тогда средняя глубина очистных работ была значительно меньше, чем в наши дни, и «погрешность» ΔL , соответственно, меньше), так как в формулах [2, таблица А.3] необоснованно завышенные оседания η_0 расположены в числителе, а завышенные длины полумульд L_3 находятся в знамена-

НЕДРОПОЛЬЗОВАНИЕ

теле формул (3, 5). В итоге зависимость максимальных наклонов i_0 и горизонтальных деформаций ε_0 земной поверхности, вычисленная по методике [1], оказалась «похожей» на зависимость аналогичных деформаций, вычисленных по методике ДонГТУ (рис. 2).

По рекомендуемой методике ДонГТУ определены длины полумульд L_3 (формула 6), максимальные оседания η_0 (формула 1), максимальные наклоны i_0 (формула 3) и максимальные горизонтальные деформации ε_0 (формула 5) (табл. 2), по их значениям построены графики зависимости i_0, ε_0 от H (рис. 2, кривые 1, 3), отражающие зависимость максимальных деформаций земной поверхности от глубины подработки H . Для сопоставления методик вычислены максимальные наклоны i_0 и горизонтальные деформации ε_0 по методике [1] в тех же горно-геологических условиях, построены графики зависимости i_0, ε_0 от H (рис. 2, кривые 2, 4), показывающие аналогичную зависимость i_0, ε_0 от H .

Очевидно, что отсутствие зависимости максимальных оседаний η_0 от H при пол-

ной подработке земной поверхности по методике [1] (рис. 1, прямые 1, 2) противоречит теории сдвижения горных пород (не учтено влияние на больших глубинах), а аналогичная зависимость i_0, ε_0 от H (рис. 2) по методикам [1] и ДонГТУ подтверждают необходимость и справедливость корректировки угловых параметров (табл. 4) и, соответственно, длин полумульд (табл. 2).

Кроме того, угловые параметры процесса сдвижения необходимы для построения предохранительных целиков, внедрения мер защиты подрабатываемых сооружений на конкретных участках полумульд земной поверхности. Площадь построенного предохранительного целика для охраны двух вертикальных стволов на глубине 1200 м по методике ДонГТУ в четыре раза меньше, чем по «Правилам...» [2]. Значит после корректировки и внедрения методики расчета ожидаемых сдвижений и деформаций земной поверхности меньше будут потери угля в целиках, больше промышленные запасы и срок службы шахты, что будет способствовать снижению себестоимости угля.

Таблица 4

Угловые параметры для определения размеров полумульд сдвижения в главных сечениях

Марка угля	Граничные углы, градус				Угол максимального оседания θ
	β_0	γ_0	δ_0	φ_0	
Антрацит	$\frac{75 - 0,6\alpha + H_{\Gamma} \cdot K_{\Upsilon}}{72 - 0,6\alpha + H_{\Gamma} \cdot K'_{\Upsilon}}$	$\frac{75 + 0,2\alpha + H_{\Gamma} \cdot K_{\Upsilon}}{72 + 0,2\alpha + H_{\Gamma} \cdot K'_{\Upsilon}}$	$\frac{75 + H_{\Gamma} \cdot K_{\Upsilon}}{72 + H_{\Gamma} \cdot K'_{\Upsilon}}$	55	$\frac{90 - 0,3\alpha}{90 - 0,4\alpha}$
Остальные марки	$\frac{72 - 0,6\alpha + H_{\Gamma} \cdot K_{\Upsilon}}{70 - 0,6\alpha + H_{\Gamma} \cdot K'_{\Upsilon}}$	$\frac{73 + H_{\Gamma} \cdot K_{\Upsilon}}{71 + H_{\Gamma} \cdot K'_{\Upsilon}}$	$\frac{72 + H_{\Gamma} \cdot K_{\Upsilon}}{70 + H_{\Gamma} \cdot K'_{\Upsilon}}$	55	$\frac{90 - 0,25\alpha}{90 - 0,3\alpha}$
Углы полных сдвижений, градус					
	у нижней границы ψ_1	у верхней границы ψ_2	по простиранию пласта ψ_3		
Антрацит	$\frac{55 + H_{\Gamma} \cdot K_{\Upsilon}}{53 + H_{\Gamma} \cdot K'_{\Upsilon}}$	$\frac{57 + 0,3\alpha + H_{\Gamma} \cdot K_{\Upsilon}}{55 + 0,3\alpha + H_{\Gamma} \cdot K'_{\Upsilon}}$	$\frac{57 + H_{\Gamma} \cdot K_{\Upsilon}}{55 + H_{\Gamma} \cdot K'_{\Upsilon}}$		
Остальные марки	$\frac{53 + H_{\Gamma} \cdot K_{\Upsilon}}{50 + H_{\Gamma} \cdot K'_{\Upsilon}}$	$\frac{55 + 0,3\alpha + H_{\Gamma} \cdot K_{\Upsilon}}{53 + 0,3\alpha + H_{\Gamma} \cdot K'_{\Upsilon}}$	$\frac{55 + H_{\Gamma} \cdot K_{\Upsilon}}{53 + H_{\Gamma} \cdot K'_{\Upsilon}}$		

Примечания: $H_{\Gamma} = H - 600$ м, вычислять при H более 600 м; $K_{\Upsilon}, K'_{\Upsilon}$ — коэффициенты увеличения углов при H более 600 м. При первичной подработке $K_{\Upsilon} = 0,015$, при повторных подработках $K'_{\Upsilon} = 0,01$. В числителе приведены значения для неподработанной толщи, в знаменателе — для подработанной.

НЕДРОПОЛЬЗОВАНИЕ

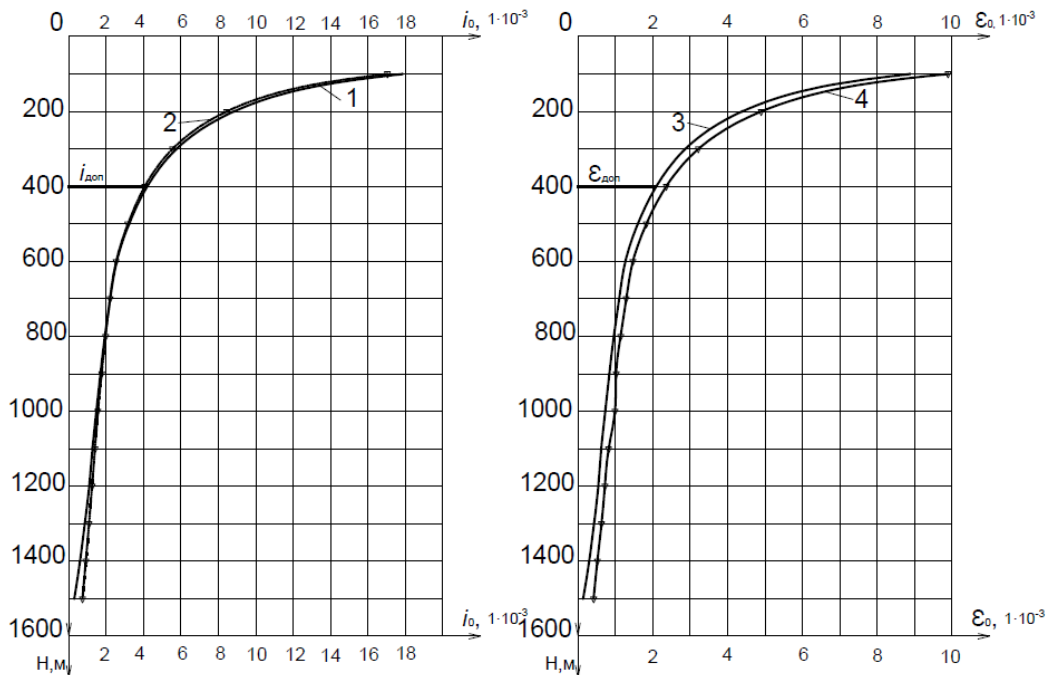


Рисунок 2 — График зависимости максимальных наклонов i_0 и горизонтальных деформаций земной поверхности ϵ_0 от глубины полной подработки H :
1 и 3 — по методике ДонГТУ; 2 и 4 — по методике [1]

Расчет ожидаемых сдвижений и деформаций земной поверхности в точках главных сечений полумульд выполняется по формулам (32–47) [1]. Оседания η_x в точках полумульды по простиранию пласта определяют по формуле (7):

$$\eta_x = \eta_m \cdot S(z_x), \quad (7)$$

где η_m — максимальное оседание земной поверхности, м; $S(z)$ — значения функций типовой кривой оседаний, приведены в таблице 17 [1], в таблице А.4 [2] и в таблице 5 при $N_1 = 1, N_2 = 1$ (полная подработка).

В принятых выше горно-геологических условиях ($m = 1$, полная подработка, в антрацитовых районах) по методике [1] вычислены максимальные оседания ($\eta_0 = 747$ мм, рис. 1, прямая 1) и по методике ДонГТУ ($\eta_0 = 600$ мм, рис. 1, кривая 3) при глубине 700 м и оседания η_x в точках мульды сдвижения по простиранию пласта (табл. 5). По значениям η_x построены графики оседаний земной поверхности в точках главного сечения мульды по простиранию пласта (рис. 3). Граница мульды

сдвижения на земной поверхности определяется минимальными значениями оседаний $\eta = 10$ мм, наклонов $i = 0,5 \cdot 10^{-3}$ или горизонтальных деформаций $\epsilon = 0,5 \cdot 10^{-3}$, на вертикальных разрезах граница мульды определяется граничными углами $\delta_0, \beta_0, \gamma_0$ (рис. 3). То есть при $z = 0$ оседания минимальные (до 10 мм), значит, $S(z)$ должно быть равно 0, а не 1,00, как приведено в нормативных «Правилах...» [1, табл. 17] и [2, табл. А.4]. Полумульда по методике ДонГТУ заканчивается в точке начала плоского дна при полной подработке $z = 1,0, S(z) = 1,0$, на вертикальных разрезах — определяется углами полных сдвижений ψ_1, ψ_2, ψ_3 или в точке максимального оседания η_m при неполной подработке. На вертикальных разрезах окончание полумульды при неполной подработке определяется углом максимального оседания θ . В таблицах «Правил...» [1, 2] z должно быть равным 1,0, $S(z) = 1$, а не 0, как приведено в «Правилах...», что противоречит определениям параметров процесса сдвижения подработанного массива пород и логике.

Таблица 5

Значения функций $S(z)$ при $N_1 = 1, N_2 = 1$ оседаний в точках полумульды по простирацию пласта η_x , вычисленные по методикам [1] и ДонГТУ

Z	0	0,1	0,2	0,3	0,4	0,5	0,6	0,7	0,8	0,9	1,0
$S(z)$	1,00	0,99	0,95	0,86	0,71	0,50	0,29	0,14	0,05	0,01	0
η_x , мм [1]	747	740	710	642	530	374	217	105	37	7	0
η_x , мм (ДонГТУ)	0	6	30	84	174	300	426	516	570	594	600

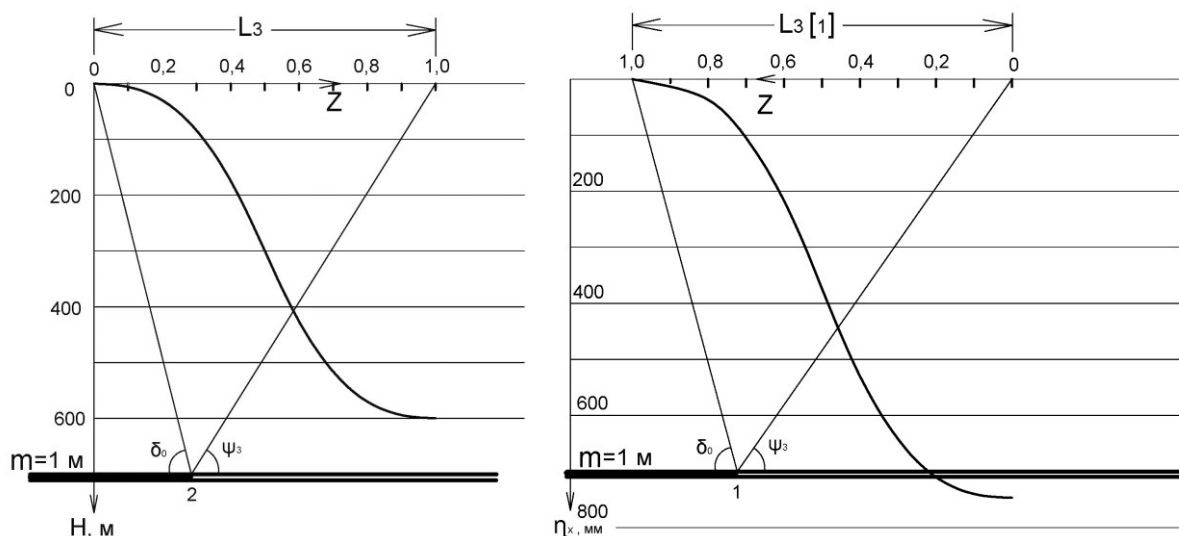


Рисунок 3 — Распределение оседаний η_x в точках главного сечения мульды сдвижения по простирацию пласта по методикам: 1 — «Правил...»; 2 — ДонГТУ

В первой части полумульды земной поверхности (рис. 3, над пластом) имеют место горизонтальные деформации растяжений (со знаком +), а в таблицах 17 [1] и А.6 [2] $S''(z)$ приведены со знаком минус (это сжатия). Максимальные горизонтальные деформации растяжений при полной подработке находятся при $z=0,3$, $S''(z)$ должно быть равным $+7,3$, а не $-7,3$. Максимальные деформации сжатий находятся на участке $z=0,7$ (со знаком минус), а в «Правилах...» [1, 2] — наоборот. Принимаемые меры охраны сооружений земной поверхности должны однозначно уменьшать растяжения или сжатия, а не увеличивать деформации. Длина полумульды L_3 по простирацию пласта на глубине 700 м в соответствии с «Правилами...» составляет 677 м (табл. 2). Охраняемый контур дымовой трубы — около 20 м. Необходимо точно знать его расположение в мульде сдвижения.

Поэтому при переиздании действующих нормативных «Правил...» согласно логике и определениям параметров процесса сдвижения горных пород значения функций типовых кривых $S(z)$, $S'(z)$, $S''(z)$ в таблицах 17 [1] и А.4–А.6 [2] необходимо развернуть относительно оси Z при всех степенях подработки земной поверхности N и учесть влияние больших глубин разработки в расчетах ожидаемых сдвижений и деформаций земной поверхности.

Выводы и направления дальнейших исследований:

1. Обоснована необходимость и выполнена корректировка методики расчета ожидаемых сдвижений и деформаций земной поверхности нормативных действующих «Правил...» [1, 2].
2. Установлены «слабые места» методик расчета сдвижений и деформаций земной поверхности [1, 2]:

– максимальные оседания η_0 и горизонтальные сдвигения ξ_0 при полной подработке не зависят от глубины очистных работ H ;

– относительная величина максимального оседания q_0 принята постоянной без учета глубины подработки [2, табл. А.1];

– значения угловых параметров процесса сдвижения подработанного массива горных пород приняты постоянными при глубинах от 100 до 1000 м и более [2, табл. 5.1, 5.2];

– значения функций типовых кривых $S(z)$, $S'(z)$, $S''(z)$ [1, табл. 17; 2, табл. А.4–А.6] для расчета ожидаемых сдвижений и деформаций в точках мульды в соответствии с определениями параметров процесса сдвижения и логикой должны быть развернуты относительно оси Z .

3. Значения коэффициентов q_0 , a_0 , K_p остаточных расслоений подработанной слоистой толщи, K_y — увеличения угловых параметров при H более 600 м и угловые параметры процесса сдвижения требуют

подтверждения по мере накопления результатов равноточных натуральных инструментальных наблюдений при H более 600 м.

4. Скорректированная методика расчета ожидаемых сдвижений и деформаций земной поверхности использована в проекте ДонГТУ «Правил охраны сооружений...» ЛНР, 2021 г., 145 с. (но он не утвержден).

5. Внедрение скорректированной методики расчета ожидаемых сдвижений и деформаций земной поверхности будет способствовать ресурсосбережению, выбору оптимальных мер защиты подрабатываемых сооружений, даст экономический эффект при добыче угля на больших глубинах.

Дальнейшие исследования будут направлены на аналогичный анализ сдвижений и деформаций земной поверхности в полумульдах по падению и по восстанию пласта, а также на организацию и проведение натуральных инструментальных наблюдений при их финансировании.

Список источников

1. ПБ 07-269-98. Правила охраны сооружений и природных объектов от вредного влияния подземных горных разработок на угольных месторождениях. СПб. : Межотраслевой науч. центр ВНИМИ, 1998. 291 с.

2. ГСТУ 101.00159226.001-2003. Отраслевой стандарт Украины. Правила подработкизданий, сооружений и природных объектов при добыче угля подземным способом. К. : УкрНИМИ НАН Украины, 2004. 128 с.

3. Ларченко В. Г., Черных О. А. Определение зависимости параметров сдвижений и деформаций подработанной толщи горных пород от определяющих факторов методом конечных элементов // Вестник МАНЕБ. 2006. № 22. С. 16–24.

4. Ларченко В. Г., Коваленко Е. В., Маталкина Ю. А. Зависимость сдвижений и деформаций земной поверхности от глубины подработки // Сборник научных трудов РАНИМИ. Ч. 16. Международная научно-техническая конференция «Горная геология, геомеханика и маркшейдерия». Донецк : РАНИМИ МО и Науки ДНР, 2019. № 8 (23). С. 129–134.

5. Ларченко В. Г., Маталкина Ю. А., Коваленко Е. В. Оперативный способ определения ожидаемых оседаний земной поверхности при добыче угля на больших глубинах // Сборник научных трудов ДонГТИ. 2021. Вып. 22 (65). С. 29–34. EDN YMCUSA

6. Ларченко В. Г., Коваленко Е. В., Маталкина Ю. А. Прогноз вероятных оседаний земной поверхности при ее подработке на больших глубинах // Сборник научных трудов ДонГТИ. 2021. Вып. 24 (67). С. 29–34. EDN XSWRJP

7. Ларченко В. Г. Процесс сдвижений и деформаций подработанного массива горных пород // Освоение месторождений минеральных ресурсов и подземное строительство в сложных гидрогеологических условиях : материалы седьмого международного симпозиума. Белгород : ВИОГЕМ, 2003. С. 238–244.

8. Посыльный Ю. В., Джулай А. А., Тетерин Е. А. Максимальные оседания земной поверхности в антрацитовых районах Донбасса // Перспективы развития Восточного Донбасса : сборник науч. трудов ШИЮФ ГТУ (НПИ). Новочеркасск : Набла, 2007. Ч. 2. С. 282–284.

9. Кучин А. С., Назаренко В. А., Балафин И. Е. Исследование граничных угловых параметров на шахтах Западного Донбасса // Форум горняков — 2010 : материалы Международной конф. Днепропетровск : НГУ, 2010. С. 263–267.

© Ларченко В. Г., Коваленко Е. В., Маталкина Ю. А.

**Рекомендована к печати к.т.н., доц. каф. ГБП ДонГТУ Мележиком А. И.,
консультантом отдела недропользования
Министерства природных ресурсов и экологии ЛНР Трезневой Д. С.**

Статья поступила в редакцию 27.03.2024.

СВЕДЕНИЯ ОБ АВТОРАХ

Ларченко Виталий Григорьевич, канд. техн. наук, доцент каф. геотехнологий и безопасности производств

Донбасский государственный технический университет,
г. Алчевск, Луганская Народная Республика, Россия

Коваленко Елена Владимировна, директор Центра карьеры ДонГТУ

Донбасский государственный технический университет,
г. Алчевск, Луганская Народная Республика, Россия

Маталкина Юлия Андреевна, ведущий инженер каф. геотехнологий и безопасности производств

Донбасский государственный технический университет,
г. Алчевск, Луганская Народная Республика, Россия,
e-mail: kristel08@yandex.ru

Larchenko V. G., Kovalenko E. V., *Matalkina Yu. A. (Donbass State Technical University, Alchevsk, Lugansk People's Republic, Russia, *e-mail: kristel08@yandex.ru)

ADJUSTING THE CALCULATION PROCEDURE FOR THE EXPECTED SHIFTS AND DEFORMATIONS OF THE EARTH'S SURFACE DURING UNDERMINING AT DEEP DEPTHS

It was argued that the calculation procedure for the expected shifts and deformations of the Earth's surface in the current normative "Rules..." needs to be adjusted [1, 2]. The calculation procedure for the expected shifts and deformations of the Earth's surface, angular parameters, and half-mould lengths has been corrected.

Key words: *expected maximum shifts, deformations, Earth's surface, stratified rock layer, undermining depth, angular parameters of the shift process, half-mould dimensions, function values of typical curves $S(z)$, $S(z')$, $S(z'')$.*

References

1. PB 07-269-98. Rules for the protection of structures and natural objects from the harmful effects of undermining developments at coal deposits [Pravila ohrany sooruzhenij i prirodnyh ob'ektov ot vrednogo vliyaniya podzemnyh gornyh razrabotok na ugol'nyh mestorozhdeniyah]. Mezhotraslevoj nauch. centr VNIMI. SPb. 1998. 291 p. (rus)

2. GSTU 101.00159226.001-2003. Industry standard of Ukraine. Rules for mining of buildings, structures and natural objects during coal mining by underground method [Otraslevoj standart Ukrainy. Pravila podrobotki zdaniy, sooruzhenij i prirodnyh ob'ektov pri dobyche uglya podzemnym sposobom]. K. : UkrNIMI NAN Ukraine. 2004. 128 p. (rus)

3. Larchenko V. G., Chernykh O. A. Determination of dependence of shifts and deformation parameters of undermined rock layer on determining factors by the finite-element method [Opredelenie zavisimosti

parametrov sdvizenij i deformatsij podrobotannoj tolshchi gornyh porod ot opredelyayushchih faktorov metodom konechnyh elementov]. Vestnik of IAELPS. 2006. No. 22. Pp. 16–24. (rus)

4. Larchenko V. G., Kovalenko E. V., Matalkina Yu. A. Dependence of shifts and deformations of the Earth's surface on the undermining depth [Zavisimost' sdvizenij i deformatsij zemnoj poverhnosti ot glubiny podrobotki]. The collection "Transactions of RANIMI". Ch. 16. Mezhdunarodnaya nauchno-tehnicheskaya konferenciya "Gornaya geologiya, geomekhanika i markshejderiya". Donetsk : RANIMI Ministry of Education and Science of the DPR. 2019. No. 8 (23). Pp. 129–134. (rus)

5. Larchenko V. G., Matalkina Yu. A., Kovalenko E. V. Operational method for determining the expected subsidence of the Earth's surface during coal mining at deep depths [Operativnyj sposob opredeleniya ozhidaemyh osedanij zemnoj poverhnosti pri dobyche uglya na bol'shiih glubinah]. Scientific works collection of DonSTI. 2021. Iss. 22 (65). Pp. 29–34. EDN YMCUCA (rus)

6. Larchenko V. G., Kovalenko E. V., Matalkina Yu. A. Prediction of probable subsidence of the Earth's surface during its mining at deep depths [Prognoz veroyatnyh osedanij zemnoj poverhnosti pri ee podrobotke na bol'shiih glubinah]. Scientific works collection of DonSTI. 2021. Iss. 24 (67). Pp. 29–34. EDN XSWRJP (rus)

7. Larchenko V. G. Shift and deformation process of the undermined rock massif [Process sdvizenij i deformatsij podrobotannogo massiva gornyh porod]. Osvoenie mestorozhdenij mineral'nyh resursov i podzemnoe stroitel'stvo v slozhnyh gidrogeologicheskikh usloviyah : materialy sed'mogo mezhdunarodnogo simpoziuma. Belgorod : VIOGEM. 2003. Pp. 238–244. (rus)

8. Posyl'nyj Yu. V., Dzhulaj A. A., Teterin E. A. Maximum Earth's surface subsidence in anthracite areas of Donbass [Maksimal'nye osedaniya zemnoj poverhnosti v antracitovyh rajonah Donbassa]. Perspektivy razvitiya Vostochnogo Donbassa: sb. nauch. tr. Shakhtinskiy in-t (filial) YuRGTU (NPI). Novocheerkassk : Nabla. 2007. Ch. 2. Pp. 282–284. (rus)

9. Kuchin A. S., Nazarenko V. A., Balafin I. E. Investigation of boundary angle parameters at mines in Western Donbass [Issledovanie granichnyh uglovyh parametrov na shahtah Zapadnogo Donbassa]. Forum gornyakov-2010 : materialy Mezhdunarodnoj konf. Dnepropetrovsk : NMU. 2010. Pp. 263–267. (rus)

INFORMATION ABOUT THE AUTHORS

Larchenko Vitaly Grigorievich, PhD in Engineering, Assistant Professor of the Department of Geotechnology and Industrial Safety
Donbas State Technical University,
Alchevsk, Lugansk People's Republic, Russia

Kovalenko Elena Vladimirovna, Director of the Career Centre of DonSTU
Donbass State Technical University,
Alchevsk, Lugansk People's Republic, Russia

Matalkina Yuliia Andreevna, Leading Engineer of the Department of Geotechnology and Industrial Safety
Donbass State Technical University,
Alchevsk, Lugansk People's Republic, Russia
e-mail: kristel08@yandex.ru

УДК 622.83:622.023.23

EDN: HSSJBR

**Аверин Г. А., Доценко О. Г., Корецкая Е. Г.
Донбасский государственный технический университет
E-mail: galagena1959@yandex.ru

ОПРЕДЕЛЕНИЕ ВЫСОТЫ РАСПРОСТРАНЕНИЯ ЗОН СДВИЖЕНИЯ ПОДРАБОТАННОГО МАССИВА

В данной статье представлены результаты моделирования процесса оседания подработанного горного массива при использовании метода конечных элементов, позволяющие установить высоту распространения зоны разломов и обрушения, зоны активных трещин, локальных трещин и плавного опускания породных слоев. Предложены эмпирические зависимости, позволяющие прогнозировать высоту распространения каждой из зон при учете соотношения ширины выработанного пространства к глубине разработки.

Ключевые слова: *высота распространения зон сдвижения подработанного горного массива, математическое моделирование, метод конечных элементов, зона разломов и обрушений, зоны активных и локальных трещин, зона плавного опускания породных слоев.*

Проблема и ее связь с научными и практическими задачами. При отработке угольных пластов длинными очистными забоями и управлении кровлей полным обрушением в вышележащих слоях образуются пустоты больших размеров. Происходит нарушение природного равновесия состояния пород по всей подрабатываемой толще. В слоистом горном массиве горных пород образуется несколько зон, отличающихся по характеру и степени деформированности пород [1].

Вопрос о высоте зон обрушения и опускания подработанных породных слоев не получил достаточно обоснованного решения, хотя его важность в проблеме горной геомеханики несомненна. Обычно высоту зоны обрушения связывают с коэффициентом разрыхления пород и мощностью отработываемого пласта, принимая ее равной $(3-6)t$, где t — мощность отработываемого угольного пласта. В имеющихся случаях непосредственного вскрытия зоны обрушения при вскрытии карьером толщи пород, ранее подработанной двухметровым угольным пластом при полном обрушении кровли, высота зоны беспорядочного обрушения не превышала 0,6 м [2]. По наблюдениям при отработке антрацитового пласта мощностью 0,85–0,95 м высота хаотически

обрушающихся аргиллитов непосредственной кровли достигала 0,8–1,0 м. Анализ работ [2] показывает, что представление о хаотическом обрушении пород непосредственной кровли на высоту до 6–8-кратной мощности пласта является весьма упрощенным.

В зоне обрушения, расположенной непосредственно над очистной выработкой, породы наиболее деформируются. Анализируя исследование гранулометрического состава свода обрушенных пород [3], его можно разделить на мелко- и крупнодробленые слои. Высота первого близка к мощности извлеченного угольного пласта и зависит от литологического состава пород и степени их метаморфизма. Породные куски в этом слое располагаются хаотично, выделить направление преимущественного распространения конкретных трещин нельзя. Эквивалентный диаметр кусков варьирует от 5 до 53 см, а в среднем составляет 25 см. Над мелкодроблеными породами залегает более мощный крупнодробленый слой [1]. По данным исследований [3], размер породных кусков возрастает по мере удаления от почвы пласта и изменяется от 10 до 90 см, в среднем составляет 42–46 см. Расположение породных кусков друг относительно друга

приобретает некоторую упорядоченность, плавно переходящую к зоне разломов.

Зона разломов характеризуется развитием в прогибающихся слоях нормально секущих трещин и трещин расслоения, разбивающих массив на крупные блоки. Высота блочной структуры составляет 120–240 м в зависимости от длины лавы [4]. Постепенно эта зона сменяется зоной активных, а затем локальных трещин [1]. Далее следует зона плавного прогиба, характеризующаяся прогибом пород без разрыва их сплошности.

На высоту распространения зон сдвижения и деформации горных пород и земной поверхности влияют: вынимаемая мощность пласта, глубина разработки, способ управления кровлей, стратиграфия, литология месторождения, длина лавы, площадь выработанного пространства, слоистость породного массива, начиная от слабых и до крепких, их чередование и мощность, а также другие факторы. При управлении кровлей полным обрушением — наиболее часто применяемый способ в Донбассе — развитие геомеханических процессов в толще горных пород и на земной поверхности протекает наиболее бурно. Для тонких угольных пластов мощностью (до 1,0 м) могут отсутствовать зоны разломов и локальных трещин. С ростом глубины разработки все виды деформаций земной поверхности уменьшаются, но при этом горное давление в окрестностях добычного участка проявляется наиболее интенсивно.

Знание параметров сдвижения толщи пород [5, 6], в том числе высоты распространения отдельных зон, необходимо при решении ряда задач геомеханики: выборе месторасположения подготовительных выработок; охране зданий и сооружений на поверхности; выработок от затопления, отработке угольного пласта вблизи выбросоопасных зон; определении параметров разработки сближенных надрабатываемых угольных пластов; ведении работ вблизи других выработок; определении оптимальных размеров длины лавы и межлавных целиков и пр.

Цель работы заключается в определении высоты распространения отдельных зон сдвижения подработанного слоистого массива в горно-геологических условиях Восточного Донбасса с помощью численного моделирования.

Объект исследования — процесс оседания подработанного горного массива.

Предмет исследования — высота распространения зон сдвижения подработанного массива.

Задачи исследования:

- выделить зоны сдвижения в подработанном массиве;
- установить высоту распространения каждой зоны сдвижения при учете физико-механических свойств пород, слагающих горный массив;
- предложить эмпирические зависимости, позволяющие прогнозировать высоту распространения каждой конкретной зоны сдвижения массива.

В качестве **метода исследования** выбрано численное моделирование, позволяющее наиболее полно учитывать особенности строения породного массива. Исходная информация взята по данным разведочных скважин, расположенных в Должанско-Ровенской котловине:

- № Ж3785, расположенной в пределах шахтного поля шахты «Комсомольская»;
- № Ж3688 — шахты им. М. В. Фрунзе, ш/у «Ясеновское» ГУП ЛНР РТК «Востокуголь»;
- № И3337 — шахты им. Ф. Э. Дзержинского ш/у «Ровеньковское» ГУП ЛНР РТК «Востокуголь».

В стратиграфии данного участка месторождения отмечается удельное содержание песчаников на уровне 25,2 %, при этом в кровле извлекаемого угольного пласта мощностью 1,5 м, располагается три мощных (40–45 м) слоя песчаника.

По данным разведочных скважин с помощью программно-вычислительного комплекса «Ли́ра», реализующего метод конечных элементов, был смоделирован горный массив. Массив представляет собой

НЕДРОПОЛЬЗОВАНИЕ

чередующиеся слои осадочных горных пород с различными деформационными и прочностными свойствами [7]. В зависимости от типа породы модуль упругости варьирует в пределах $E=0,5 \cdot 10^3 \dots 2,5 \cdot 10^4$ МПа, коэффициент Пуассона $\mu=0,2 \dots 0,3$, сила сцепления $C=5 \dots 8$ МПа, угол внутреннего трения $\varphi=30 \dots 37^\circ$.

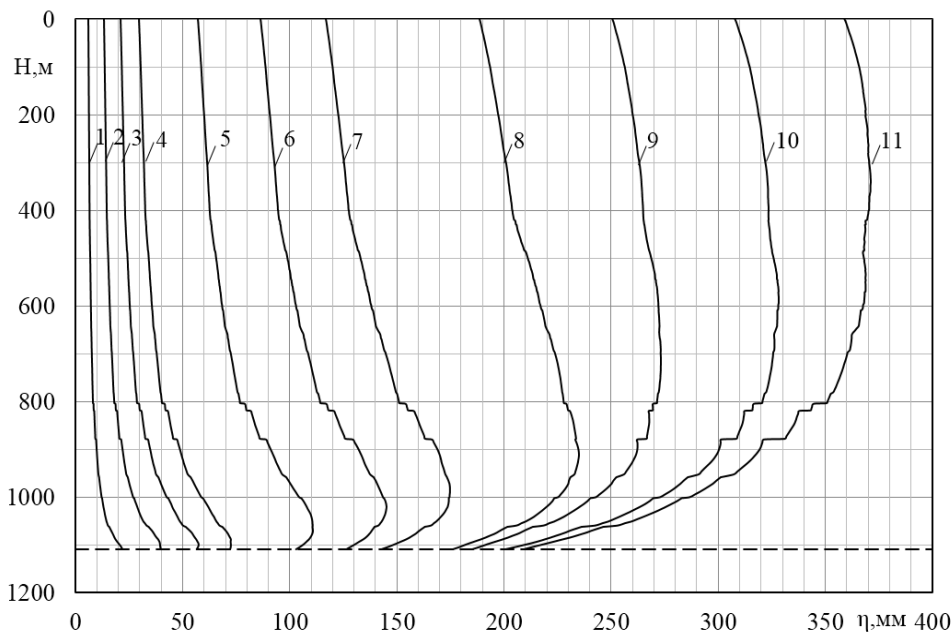
Модель с размерами более 3000 м по простиранию и 1300 м по глубине разбивалась на прямоугольные элементы шириной 5 и высотой 0,2...7,0 м в зависимости от мощности моделируемого породного слоя.

Процесс оседания подработанного массива моделировался в упругопластической постановке в соответствии с законом Кулона — Мора для грунтов. Шаг подвигания очистного забоя принимали равным 30 м, то есть равным среднемесячной скорости движения лавы. На установленный шаг подвигания из модели удалялись элементы, отображающие угольный пласт, и на их место подставлялись элементы с характеристиками, соответству-

ющими обрушенным породам. По решенной модели фиксировались оседания отдельных слоев подработанного массива от почвы извлеченного пласта и до земной поверхности. Отчет перемещений проводился в середине выработанного пространства.

На следующем шаге ширина выработанного пространства увеличивалась на 30 м, описанная выше процедура повторялась. Максимальная ширина выработанного пространства равняется длине выемочного столба (1200 м).

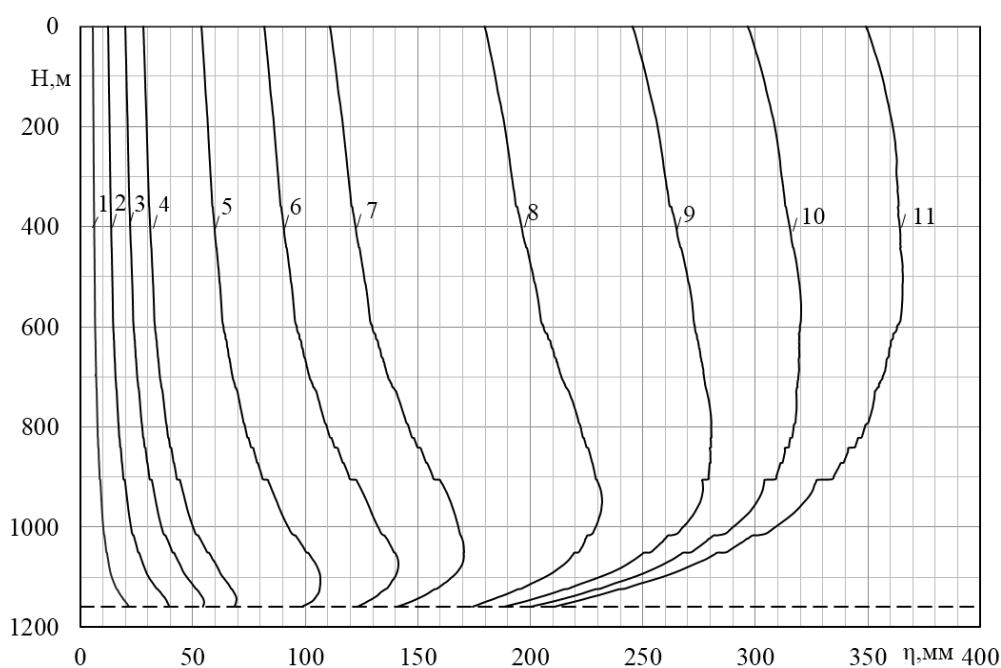
Изложение материала. По полученным результатам моделирования построены графики оседаний слоев массива в зависимости от ширины выработанного пространства D (рис. 1–3). По оси ординат откладывалась высота расположения породных слоев h , м, при этом нулевое значение $h=0$ м — это уровень кровли извлеченного угольного пласта. По оси абсцисс отмечены вертикальные оседания породных слоев η мм, возникающие на границах породных слоев.



Ширина выработанного пространства соответственно: 1 — 30 м, 2 — 60 м, 3 — 90 м, 4 — 120 м, 5 — 210 м, 6 — 300 м, 7 — 390 м, 8 — 600 м, 9 — 810 м, 10 — 990 м и 11 — 1200 м

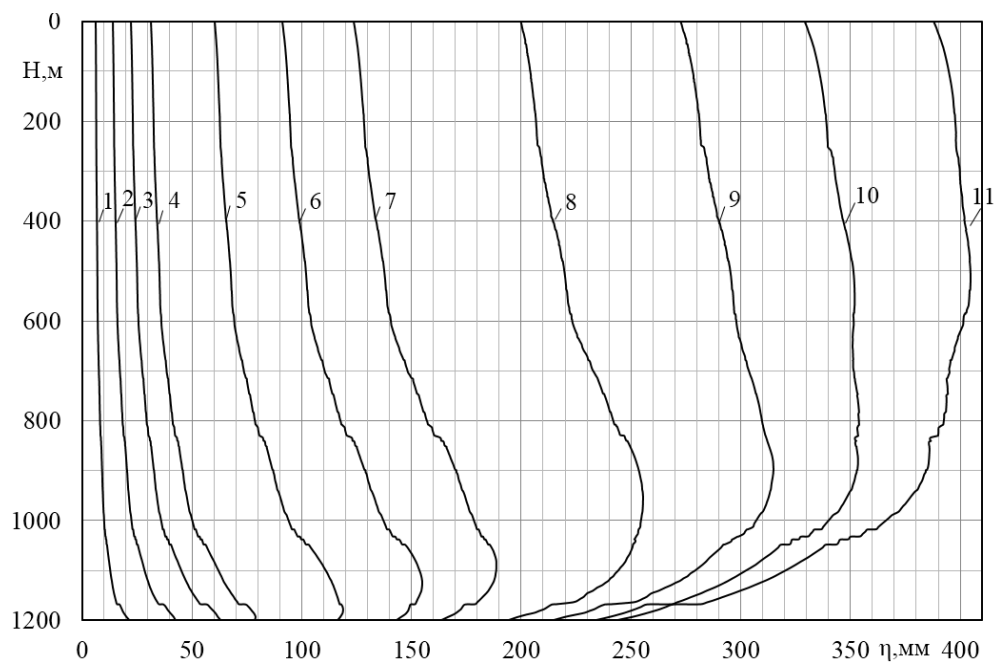
Рисунок 1 — Оседания породных слоев подработанного массива в горно-геологических условиях шахты «Комсомольская»

НЕДРОПОЛЬЗОВАНИЕ



Ширина выработанного пространства соответственно: 1 — 30 м, 2 — 60 м, 3 — 90 м, 4 — 120 м, 5 — 210 м, 6 — 300 м, 7 — 390 м, 8 — 600 м, 9 — 810 м, 10 — 990 м и 11 — 1200 м

Рисунок 2 — Оседания породных слоев подработанного массива в горно-геологических условиях шахты им. М. В. Фрунзе



Ширина выработанного пространства соответственно: 1 — 30 м, 2 — 60 м, 3 — 90 м, 4 — 120 м, 5 — 210 м, 6 — 300 м, 7 — 390 м, 8 — 600 м, 9 — 810 м, 10 — 990 м и 11 — 1200 м

Рисунок 3 — Оседания породных слоев подработанного массива в горно-геологических условиях шахты им. Ф. Э. Дзержинского

Рассмотрим на рисунке 1 кривые оседаний породных слоев, наблюдаемые в условиях шахты Комсомольская. Кривые 1–4, соответствующие ширине выработанного пространства 30, 60, 90 и 120 м, расположены близко друг к другу. Наибольшие оседания соответствуют породным слоям, находящимся вблизи почвы извлеченного пласта, и увеличиваются от 20 до 75 мм. Оседания данного слоя происходят за счет веса вышележащих пород, переупаковки отдельных породных кусков, их взаимного перемещения и измельчения. Земная поверхность также подвергается деформациям, однако оседания незначительны, так как их величина не достигает 50 мм. Таким образом, при малой ширине выработанного пространства оседания в большей степени касаются слоев, расположенных непосредственно у почвы извлеченного пласта.

Увеличение ширины выработанного пространства до 400 м (рис. 1, кривые 5–7) показывает увеличение оседаний всех породных слоев, но в большей степени это касается непосредственной и основной кровли извлеченного пласта. Оседания непосредственной кровли составили 140 мм, а основной (на высоте 45–55 м от почвы пласта) — 175 мм. Объяснить большие перемещения основной кровли можно тем, что они перемещаются в том числе за счет пустот, имеющих в нижележащем мелкодробленом слое пород. При этом мелкодробленые породы ограничены в своем перемещении породами почвы извлеченного пласта. На земной поверхности также увеличились и составили 120 мм.

С увеличением ширины выработанного пространства отмечается прирост смещений в каждом слое, поэтому кривые смещаются друг относительно друга. Однако меняется характер перемещения отдельных слоев массива. Перемещения близких к пласту слоев затухают, о чем свидетельствует близкое расположение кривых 8–11. С удалением от почвы извлеченного пласта, кривые расходятся друг от друга. Это

говорит о том, что оседаниям в большей степени подвержены слои массива, расположенные ближе к земной поверхности.

Аналогичный характер оседания породных слоев подработанного массива наблюдается на рисунках 2 и 3.

Перемена угла наклона кривых (рис. 1–3) к вертикальной оси свидетельствует об изменении характера протекания процесса оседаний на той или иной высоте от почвы извлеченного пласта. Чтобы выделить высоту распространения отдельных зон сдвига, был определен в каждой точке кривых сдвижений тангенс угла наклона. В качестве примера на рисунке 4 показан график его изменения при ширине выработанного пространства 200 и 1200 м.

У кривых тангенса угла наклона выделяется пять участков: вертикальный, крутой, наклонный, пологий и горизонтальный. Границы между концом одного и началом другого участка соответствуют высоте нахождения той или иной зоны сдвига. Так, вертикальному участку кривой (рис. 4) соответствует зона обрушения и частично зона блочной структуры с относительно небольшими размерами блоков. В этой зоне смещения прирастают значительно быстрее, чем высота ее распространения. Крутому участку соответствует зона разломов. В этой зоне на единицу прироста высоты прирост смещений ниже, чем на вертикальном участке (зона обрушения), но выше, чем на наклонном участке (зона активных трещин). Пологий участок кривой тангенсов отображает прирост смещений в зоне локальных трещин; горизонтальный — в зоне плавного прогиба.

Средние величины высоты распространения зон по трем шахтам представлены в таблице 1.

По данным таблицы 1 построены графики изменения высоты зон сдвижений в зависимости от ширины выработанного пространства (рис. 5). Выделяются четыре зоны оседаний подрабатываемой толщи горных пород.

НЕДРОПОЛЬЗОВАНИЕ

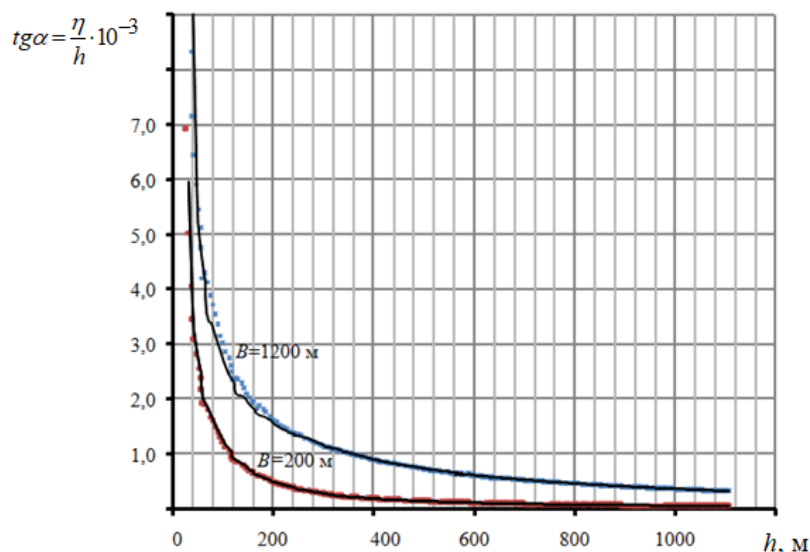


Рисунок 4 — График изменения тангенса угла наклона кривых сдвижений

Таблица 1

Средние величины высот распространения зон сдвижения от почвы извлеченного пласта

Отношение ширины выработанного пространства к глубине разработки D/H	Высота распространения от почвы пласта, м		
	зона разломов и обрушений	зона активных трещин	зона локальных трещин
0,10	26,7	553,3	876,7
0,18	53,3	593,3	913,3
0,26	86,7	616,7	926,7
0,34	120,0	630,0	936,7
0,52	170,0	643,3	953,3
0,70	237	643,3	976,7
0,86	263	656,7	996,7
1,04	286	657,3	1003,3

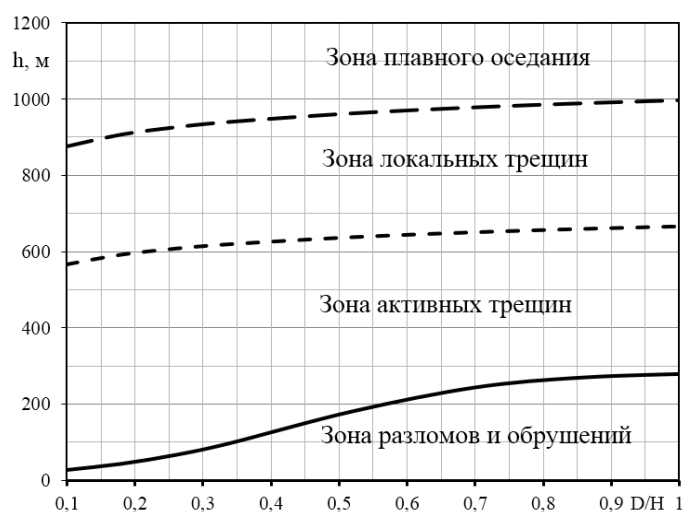


Рисунок 5 — Высоты распространения зон обрушения в зависимости от соотношения D/H

Зона разломов и обрушений распространяется от почвы извлеченного пласта и до зоны активных трещин. Из рисунка 5 видно, что ее высота достигает максимума при отношении ширины выработанного пространства к глубине разработки, равной единице, и не превышает 280 м, что не противоречит исследованиям [2]. Наиболее разрушенная часть подработанного горного массива не превышает 1/3 глубины разработки.

Высота зоны разломов и обрушений может быть определена по эмпирической зависимости

$$h_p = \frac{286}{1 + 9 \cdot e^{-6,7 \cdot \left(\frac{D}{H} - 0,1\right)}}, \text{ м.} \quad (1)$$

Над зоной разломов и обрушений располагается зона активных трещин. Она простирается от 280 до 660 м над уровнем пласта, и на нее приходится следующая треть массива. Для определения высоты распространения зоны активных трещин предложена зависимость

$$h_{a.mp} = 42,5 \cdot \ln\left(\frac{D}{H}\right) + 665, \text{ м.} \quad (2)$$

Последнюю треть занимают зоны локальных трещин и плавного оседания.

Высота распространения зоны локальных трещин:

$$h_{л.mp} = 52,7 \cdot \ln\left(\frac{D}{H}\right) + 998, \text{ м.} \quad (3)$$

Коэффициент аппроксимации R^2 зависимостей (1–3) находится в пределах 0,94–0,98.

Выводы и направления дальнейших исследований. Оседание подработанных слоев пород угленосной толщи, их разру-

шение и уплотнение — это малоизученный процесс на современном этапе.

Создание расчетных схем математического моделирования позволяет изучить данный процесс и заранее спрогнозировать величины этих оседаний, определить зоны сдвига земной толщи и принять правильные инженерные решения.

В процессе оседания в результате подработки горный массив делится на ряд зон: зону разломов и обрушений, активных трещин, локальных трещин и плавного опускания. При малой ширине выработанного пространства нижние слои массива подвержены активным сдвигам. С увеличением ширины выработанного пространства в зоне обрушения и зоне разломов сдвиги затухают, но активизируются в вышележащих породных слоях.

В работе были получены эмпирические зависимости, позволяющие установить высоту распространения той или иной зоны оседания массива при учете соотношения ширины выработанного пространства к глубине разработки.

Информация о степени нарушенности массива при различном удалении от почвы извлеченного пласта позволит принимать верные инженерные решения, связанные с выбором месторасположения подготовительных выработок; определением параметров разработки сближенных надрабатываемых угольных пластов; ведением работ вблизи других выработок; определением оптимальных размеров длины лавы, ширины межлавных целиков и пр.

В дальнейших исследованиях планируется изучить влияние месторасположения пород-мостов относительно угольного пласта на высоту распространения зон сдвига и величину оседаний.

Список источников

1. Баклашов И. В. Деформирование и разрушение породных массивов. М. : Недра, 1988. 271 с.
2. Геомеханические процессы и прогноз динамики газовыделения при ведении очистных работ в угольных шахтах / Н. И. Антощенко [и др.]. Алчевск : ДонГТУ, 2010. 449 с.
3. Бабиюк Г. В., Доценко О. Г. Шахтные исследования структурно-механических особенностей массива обрушенных пород // Сб. науч. тр. ДонГТУ. 2019. Вып. 14 (57). С. 12–18. EDN JMQLKR

4. Зборщик М. П. *Охрана выработок глубоких шахт в выработанном пространстве*. К. : Техніка, 1978. 178 с.

5. *Правила охраны сооружений и природных объектов от вредного влияния подземных горных разработок на угольных месторождениях / Межотраслевой науч. центр ВНИМИ*. СПб., 1998. 291 с.

6. Якоби О. *Практика управления горным давлением*. М. : Недра, 1987. 566 с.

7. Корецкая Е. Г. *Наличие крепких и мощных породных слоев в кровле разрабатываемых угольных пластов шахт Луганской области // Маркшейдерське забезпечення геотехнологій : доповіді науково-практичної конференції студентів, аспірантів та молодих вчених (м. Дніпропетровськ, 23–24 квітня 2014 р.)*. Дніпропетровськ : НГУ, 2014. С. 69–75.

© Аверин Г. А., Доценко О. Г., Корецкая Е. Г.

Рекомендована к печати к.т.н., доц. каф. ГБП ДонГТУ Леоновым А. А., к.т.н., доц. зав. каф. ТПиОТ СИПИ ЛГУ им. В. Даля Черниковой С. А.

Статья поступила в редакцию 03.04.2024.

СВЕДЕНИЯ ОБ АВТОРАХ

Аверин Геннадий Алексеевич, канд. техн. наук, доцент каф. геотехнологий и безопасности производств
Донбасский государственный технический университет,
г. Алчевск, Луганская Народная Республика, Россия,
e-mail: galagena1959@yandex.ru

Доценко Ольга Геннадьевна, канд. техн. наук, доцент каф. геотехнологий и безопасности производств
Донбасский государственный технический университет,
г. Алчевск, Луганская Народная Республика, Россия

Корецкая Елена Геннадьевна, ассистент каф. управления инновациями в промышленности
Донбасский государственный технический университет,
г. Алчевск, Луганская Народная Республика, Россия

***Averin G. A., Dotsenko O. G., Koretskaia E. G.** (Donbass State Technical University, Alchevsk, Lugansk People's Republic, Russia, *e-mail: galagena1959@yandex.ru)

DETERMINING THE HEIGHT OF SHIFT ZONE SPREADING IN AN UNDERMINED MASSIF

This paper presents the results of modeling the subsidence process of undermined rock massif using the finite-element method, which allows to determine the height of spreading the fracture and collapse zone, the zone of active cracks, local cracks and smooth subsidence of rock layers. Empirical dependences have been proposed to predict the height of each zone spreading, considering the ratio of the mined-out area width to the mining depth.

Key words: height of shift zone spreading in an undermined massif, mathematical modeling, finite-element method, fracture and collapse zone, active and local cracks zone, smooth subsidence of rock layers.

References

1. Baklashov I. V. *Deformation and fracture of rock massifs [Deformirovanie i razrushenie porodnyh massivov]*. М. : Nedra. 1988. 271 p. (rus)

2. Antoshchenko N. I. [et al.]. *Geomechanical processes and prediction of gas emission dynamics during cleaning operations in coal mines [Geomekhanicheskie processy i prognoz dinamiki gazovydeleniya pri vedenii ochistnyh rabot v ugol'nyh shahtah]*. Alchevsk : DonSTU. 2010. 449 p. (rus)

3. Babiyuk G. V., Dotsenko O. G. Mine studies of structural and mechanical features of the collapsed rock massif [Shahtnye issledovaniya strukturno-mekhanicheskikh osobennostej massiva obrushennykh porod]. Scientific works collection of DonSTU. 2019. Iss. 14 (57). Pp. 12–18. EDN JMQLKR (rus)

4. Zborshchik M. P. Protection of deep mine workings in the mined-out area [Ohrana vyrabotok glubokih shaht v vyrabotannom prostranstve]. K. : Tekhnika. 1978. 178 p. (rus)

5. Rules for the protection of structures and natural objects from the harmful effects of undermining developments at coal deposits [Pravila ohrany sooruzhenij i prirodnykh ob'ektov ot vrednogo vliyaniya podzemnykh gornyx razrabotok na ugol'nyh mestorozhdeniyah]. Mezhotraslevoj nauch. centr VNIMI. SPb. 1998. 291 p. (rus)

6. Yakobi O. Mining pressure management practice [Praktika upravleniya gornym davleniem]. M. : Nedra. 1987. 566 p. (rus)

7. Koretskaya E. G. Presence of strong and thick rock layers in the roof of mined coal layers of mines in Lugansk region [Nalichie krepkih i moshchnykh porodnykh sloev v krovle razrabatyvaemykh ugol'nykh plastov shaht Luganskoj oblasti]. Markshejders'ke zabezpechennya geotekhnologij : dopovidi naukovo-praktichnoï konferencii studentiv, aspirantiv ta molodih vchenih. Dnipropetrovs'k, 23–24 kvitnya 2014 r. Dnipropetrovs'k : NMU. 2014. Pp. 69–75. (rus)

INFORMATION ABOUT THE AUTHORS

Averin Gennadiy Alekseyevich, PhD in Engineering, Assistant Professor of the Department of Geotechnology and Industrial Safety
Donbas State Technical University,
Alchevsk, Lugansk People's Republic, Russia,
e-mail: galagena1959@yandex.ru

Dotsenko Olga Gennadievna, PhD in Engineering, Assistant Professor of the Department of Geotechnology and Industrial Safety
Donbass State Technical University,
Alchevsk, Lugansk People's Republic, Russia

Koretskaia Elena Gennadievna, Assistant Lecturer of the Department of Industrial Innovation Management
Donbass State Technical University,
Alchevsk, Lugansk People's Republic, Russia

МЕТАЛУРГИЯ

METALLURGY

Бабич И. Н.

Луганский государственный университет им. В. Даля

E-mail: b.i.n.2017@mail.ru

СТРУКТУРА И СВОЙСТВА ПОРОШКОВОГО МЕДНО-ТИТАНОВОГО МАТЕРИАЛА ПОСЛЕ УГЛОВОГО ПРЕССОВАНИЯ

Работа посвящена исследованию структуры и физико-механических свойств порошкового медно-титанового материала после углового прессования в штампе с каналами различного поперечного сечения. Установлено, что при изменении поперечного сечения образца с круга на прямоугольное сечение происходит уменьшение неравномерности напряженного состояния и выравнивание плотности. Получены ярко выраженная текстура деформации, высокие прочностные свойства вдоль оси образца и несколько меньшие в поперечном сечении.

Ключевые слова: угловое прессование, медно-титановый материал, плотность, величина зерна, микротвердость, напряженное состояние, свойства.

Одной из задач обработки давлением является получение изделий, отличающихся высокими прочностными свойствами, повышенной повторяемостью и стабильностью этих свойств [1]. Такие требования обусловлены резко усложняющимися условиями работы конструкций: высокими напряжениями и скоростями их приложения, сложными схемами напряженного состояния, необходимостью уменьшения массы конструкции и повышения долговечности. Сложные механические схемы деформации используют для снижения неравномерности деформации и устранения разрушений, управления структурой и физико-механическими свойствами материала [2]. Перспективными для изготовления изделий являются новые способы интенсивной пластической деформации: равноканальное угловое прессование [3] и винтовая экструзия [4], позволяющие достичь высоких прочностных свойств за счет накопления в заготовках больших пластических деформаций.

Целью работы является исследование структуры и физико-механических свойств порошкового медно-титанового материала после углового прессования в штампе с каналами различного поперечного сечения.

Для экспериментального исследования изготовлены образцы из порошковой меди ПМС-1 (ГОСТ 4960-75) легированной титаном ВТ1-0 (ОСТ 1.90013-81) путем добавки в шихту 0,5 % по массе. Номинальная величина частиц порошка 0,063 мм, форма — дендритная, что в значительной степени увеличивает реакционную способность. Смешивание порошков меди и титана производили механическим методом. Насыпная плотность порошковой смеси меди и титана составила 1,65 г/см³ (ГОСТ 19440-74). Прессуемость определяли в соответствии с ГОСТ 25280-82. Плотность образцов, рассчитанная по формуле аддитивности, составила 8,89 г/см³.

Образцы изготавливали по технологии, включающей операции компактирования, спекания, деформирования по схеме углового прессования с последующим исследованием структуры и физико-механических свойств (табл. 1). Двухстороннее компактирование цилиндрических образцов по двум режимам осуществляли на гидравлическом прессе силой 1000 кН. Спекание выполняли в среде генераторного газа (состав газа: 72 % Н₂, 21 % СО, 5,5 % СО₂, 1,5 % Н₂О) по ступенчатому режиму. Усадка после спекания по первому режиму составила 13,62 %, по второму — 7,95 %.

МЕТАЛЛУРГИЯ

Таблица 1

Режимы обработки медно-титанового материала

Режим	Операция	Размеры, мм	Плотность, г/см ³	Давление, МПа	Противодавление, МПа
1	Компактирование	Ø12,56×46,60	6,42		
	Спекание	Ø12,0×44,70	7,68		
	Угловое прессование	10×13×37,50	8,79	1319	95
2	Компактирование	Ø12,75×54,30	7,64		
	Спекание	Ø12,45×53,20	8,19		
	Угловое прессование	10×13×35,50	8,89	1696	110

Угловое прессование с различным противодавлением выполняли в штампе, представленном на рисунке 1. В качестве смазки применяли дисульфид молибдена, позволивший понизить коэффициент трения до 0,05. Основное отличие штампа состоит в конструкции матрицы, в которой вертикальный входной канал имеет круглое сечение, а горизонтальный (выходной) канал — прямоугольное сечение. При этом радиус вертикального канала у основания соответствует радиусу исходной прессовки. Тогда на первой стадии происходит уплотнение материала, а затем истечение в угловой канал [5]. Такая конструкция матрицы обеспечивает уменьшение мертвой зоны и неравномерности напряженного состояния в очаге деформации и по всему объему образца.

Плотность образца в целом и по зонам деформации определяли методом гидростатического взвешивания (ГОСТ 25281-82). Измерение микротвердости осуществляли при помощи микротвердомера ПМТ-3 (ГОСТ 9450-76). Определение твердости выполняли по методу Роквелла (ГОСТ 9013-59). Микроструктуру после спекания и углового прессования изучали с помощью электронного микроскопа РЭММА-102, что позволило оценить влияние температуры спекания пористого тела на взаимную диффузию компонентов медь — титан. В работе приведены среднестатистические данные обработки результатов эксперимента.

На рисунке 2 показаны образцы, полученные из медно-титанового материала

угловым прессованием с противодавлением 95 МПа (рис. 2, а) и 110 МПа (рис. 2, б). При противодавлении 95 МПа (I режим) на поверхности образца видны дефекты в виде ребристости и его пористость составила 1,25 %.

Для устранения ребристости и достижения плотности, близкой к теоретической, противодавление увеличено до 110 МПа, подобно рекомендациям Я. М. Охрименко дляковки малопластичных сталей [6]. При противодавлении 110 МПа (II режим) получен бездефектный образец с пористостью 0,7 %.

В структуре образцов после спекания видны зерна меди, частицы титана и поры (рис. 3). Разнозернистость структуры меди объясняется неравномерным развитием статической рекристаллизации при спекании вследствие неоднородного напряженного состояния, которое характерно для прессования порошковой смеси в закрытой матрице [7].

Среднестатистическая величина зерна меди составляет 21–22 мкм, размер частиц титана — 55 мкм, в то время как номинальный размер частиц порошка титана ВТ1-0 составляет 63 мкм. Титан является модификатором, сдерживающим рост зерен при статической рекристаллизации.

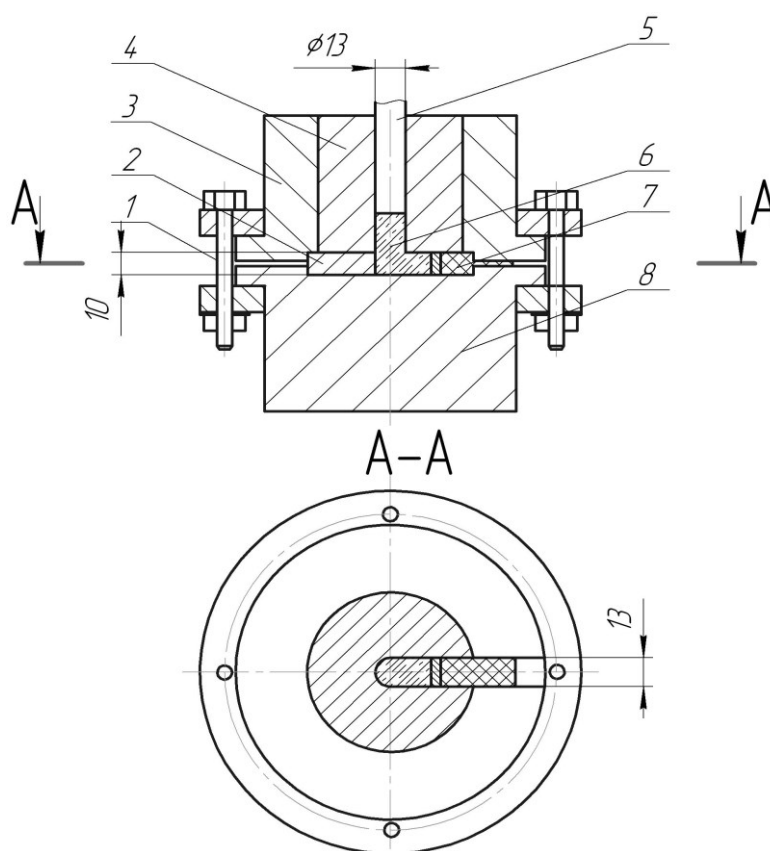
В процессе спекания в результате поверхностной и объемной диффузии наблюдается образование диффузионной зоны между компонентами порошкового пористого образца (рис. 3). Анализ концентрации титана и меди показывает, что титан в медь диффундирует в меньшей степени. Об этом свидетельствует его низ-

МЕТАЛЛУРГИЯ

кое содержание в диффузионной зоне, которое составляет в среднем 0,96 %, в то время как содержание меди в титане равно 51,3 %. Различие в диффузии меди и титана объясняется их парциальными коэффициентами диффузии. Парциальный коэффициент диффузии меди больше, чем титана [8], и медь преимущественно диффундирует в титан. Разная их величина обуславливает большую активность ча-

стиц меди при спекании и последующих деформационных процессах.

Анализ микроструктуры вдоль оси прессования на боковой части образца показал ярко выраженную текстуру деформации: зерна меди и частицы титана вытягиваются вдоль направления деформирования (рис. 4). При этом в зоне под пуансоном текстура проявляется в меньшей степени.



1 — болт, 2 — скоба, 3 — бандаж, 4 — матрица, 5 — верхний пуансон, 6 — прессовка, 7 — противодействие, 8 — нижняя плита

Рисунок 1 — Штамп для углового прессования

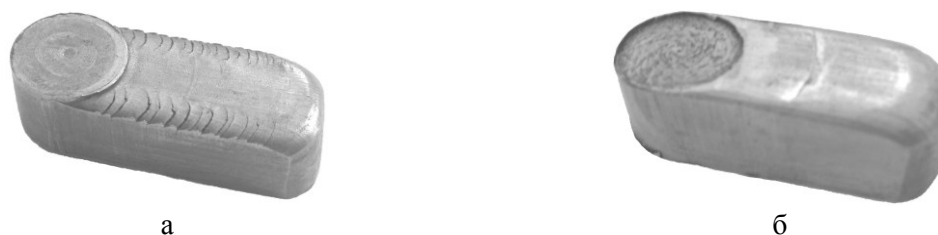


Рисунок 2 — Образцы, полученные по угловому прессованию: а — первый режим; б — второй режим

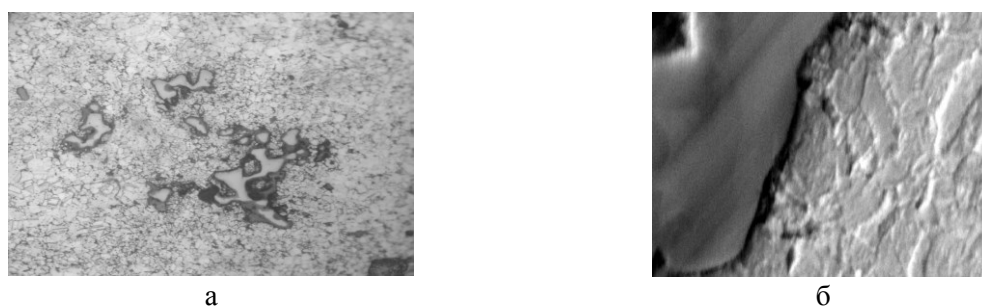


Рисунок 3 — Микроструктура после спекания: а — $\times 500$; б — $\times 4000$

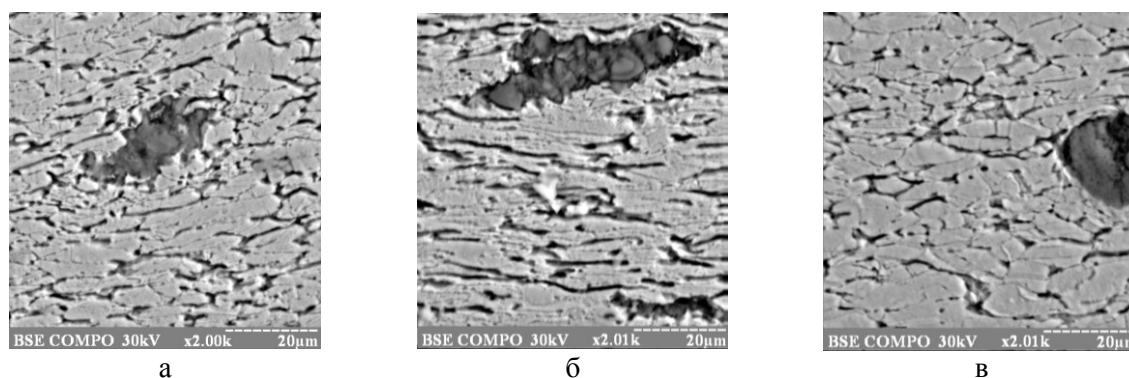


Рисунок 4 — Микроструктура после углового прессования по II режиму:
а — зона под пуансоном, б — средняя зона; в — зона со стороны противодействия

При угловом прессовании с противодействием 95 МПа плотность изменяется неравномерно, достигая максимальной величины в средней зоне образца (рис. 5, а). При противодействии 110 МПа распределение плотности по объему образца более равномерное. Наибольшая плотность, равная 8,89 г/см³, получена в средней зоне образца. При этом пористость образца составила всего 0,7 %, т. е. плотность близка к теоретической. Аналогично изменяется и величина зерна (рис. 5, б). Характер изменения величины зерна в обоих случаях подобен. Однако при большем противодействии величина зерна меньше и находится в пределах 3,8–4,2 мкм.

Распределение напряжений при угловом прессовании оценивали по измерению микротвердости на боковой поверхности образца (рис. 6). Для углового прессования характерна схема всестороннего неравномерного сжатия. Применение цилиндрического входного канала и переход его в

прямоугольное сечение позволило уменьшить неравномерность напряженного состояния. В зоне под пуансоном наблюдается мало отличающаяся микротвердость частиц независимо от разной исходной пористости прессовки. В дальнейшем микротвердость при большем противодействии увеличивается. При угловом прессовании по второму режиму микротвердость колеблется в пределах 1200–1250 МПа, достигая максимальных значений в средней зоне, для которой характерна максимальная плотность. Микротвердость титановых включений по всем сторонам образца практически одинакова и соответствует средне-статистическому значению 1151 МПа.

Для оценки механических свойств после углового прессования измеряли твердость и выполняли сжатие образца, вырезанного из средней зоны вдоль оси. При угловом прессовании по второму режиму получено равномерное распределение твердости с некоторым уменьшением со стороны противо-

МЕТАЛЛУРГИЯ

давления (рис. 7). По первому режиму твердость резко уменьшается в связи с недостаточным противодавлением.

При испытании на сжатие образцов, изготовленных по второму режиму, получен

предел текучести 451,4 МПа, предел прочности 677,2 МПа, что в 1,5 раза больше свойств деформированного медно-титанового материала, полученного по другим механическим схемам деформации.

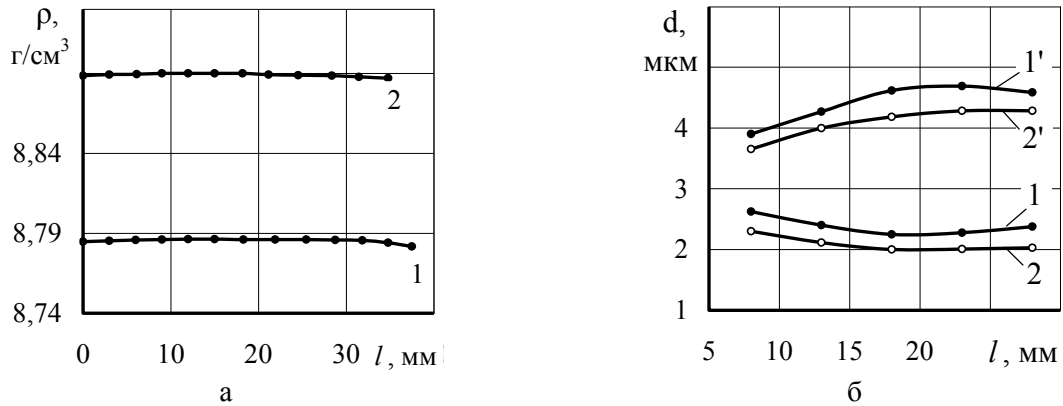


Рисунок 5 — Изменение плотности (а) и размера зерна (б) по боковому сечению образца при противодавлении: 1, 1' — 95 МПа; 2, 2' — 110 МПа

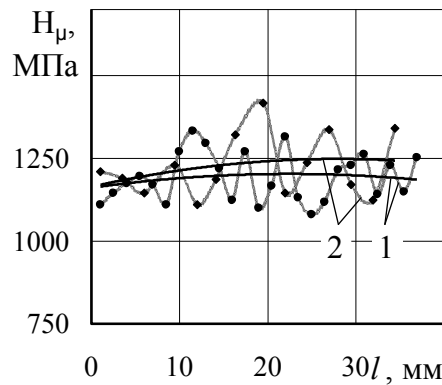


Рисунок 6 — Микротвердость медной основы: 1 — I режим; 2 — II режим

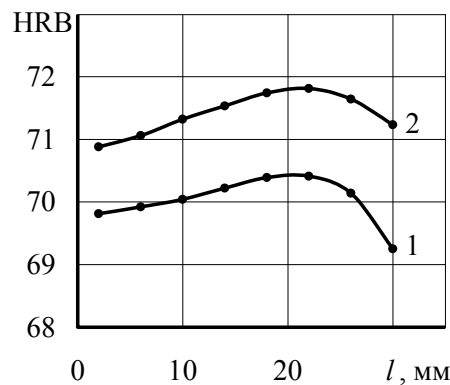


Рисунок 7 — Распределение твердости по длине образца: 1 — I режим, 2 — II режим

Выполнены экспериментальные исследования влияния углового выдавливания на структуры и свойства порошкового медно-титанового материала. Получено, что при изменении поперечного сечения образца с круга на прямоугольное сечение в процессе углового прессования происходит уменьшение неравномерности напряженного состояния и выравнивание плот-

ности. Получена ярко выраженная текстура деформации, высокие прочностные свойства вдоль оси образца и несколько меньшие в поперечном сечении. Полученные результаты исследований рекомендуют использовать при разработке новых механических схем деформирования для уменьшения неравномерности напряженного состояния.

Список источников

1. Андреев А. П., Шibaков В. Г., Волков Д. А. Производство высокопрочных деталей в машиностроении // КШП. 2009. № 8. С. 35–39. EDN KWAFFBB
2. Андреев А. П., Шibaков В. Г., Волков Д. А. Технологические возможности интенсивной пластической деформации выдавливанием и имитационное моделирование процесса // КШП. 2008. № 10. С. 27–30. EDN JUXJWL
3. Сегал В. М., Резников В. И., Копылов В. И. Процессы пластического структурообразования металлов. Минск : Наука и техника, 1994. 232 с.
4. Бейгельзимер Я. Е., Варюхин В. Н., Орлов Д. В. Винтовая экструзия — процесс накопления деформаций. Донецк : Фирма ТЕАН, 2003. 87 с.
5. Габриелов И. Л., Дорошкевич Е. А. Порошковая металлургия. Рига : ЛАИНИТИ, 1976. 200 с.
6. Охрименко Я. М. Технология кузнечно-штамповочного производства. М. : Машиностроение, 1976. 560 с.
7. Колеров О. К. Особенности первичной рекристаллизации и ее роль при спекании металлических порошков // Порошковая металлургия. 1973. № 3. С. 18–22. EDN UKMIOZ
8. Рябичева Л. А., Смоляк В. В. Анализ эволюции микроструктуры порошковой пористой заготовки при РКУ-прессовании // Ресурсозберігаючі технології виробництва та обробки матеріалів у машинобудуванні : зб. наук. пр. Луганськ : Вид-во СНУ ім. В. Даля, 2011. № 1 (12) С. 148–155. EDN ZOFYTR

© Баби́ч И. Н.

Рекомендована к печати д.т.н., проф., зав. каф. ПиХЛ ЛНУ им. В. Даля Гутько Ю. И., к.т.н., проф. каф. МТ ДонГТУ Денищенко П. Н.

Статья поступила в редакцию 16.02.2024.

СВЕДЕНИЯ ОБ АВТОРАХ

Баби́ч Ирина Николаевна, канд. техн. наук, доцент каф. материаловедения
Луганский государственный университет им. В. Даля,
г. Луганск, Луганская Народная Республика, Россия,
e-mail: b.i.n.2017@mail.ru

Babich I. N. (Lugansk State University named after V. Dahl, Lugansk, Lugansk People's Republic, Russia, e-mail: b.i.n.2017@mail.ru)

STRUCTURE AND PROPERTIES OF POWDER COPPER-TITANIUM MATERIAL AFTER ANGULAR PRESSING

The work is focused on studying the structure and physical-mechanical properties of powder copper-titanium material after angular pressing in a die with different cross-section channels. It has been determined that when the cross-section of pattern is changed from a circle to a rectangular

section the non-uniformity of stress state is reduced and the density is equalized. A pronounced deformation texture, high strength properties along the specimen axis and slightly lower ones in the cross section were obtained.

Key words: angular pressing, copper-titanium material, density, grain size, microhardness, stress state, properties.

References

1. Andreev A. P., Shibakov V. G., Volkov D. A. Production of high-strength mechanical engineering parts. [Proizvodstvo vysokoprochnykh detalej v mashinostroenii]. KSHP. 2009. No. 8. Pp. 35–39. (rus) EDN KWAFBB
2. Andreev A. P., Shibakov V. G., Volkov D. A. Technological possibilities of severe plastic deformation by extrusion and process simulation modelling [Tekhnologicheskie vozmozhnosti intensivnoj plasticheskoj deformacii vydavlivaniem i imitacionnoe modelirovanie processa]. KSHP. 2008. No. 10. Pp. 27–30. (rus) EDN JUXJWL
3. Segal V. M., Reznikov V. I., Kopylov V. I. Processes of plastic structuring of metals [Processy plasticheskogo strukturoobrazovaniya metallov]. Minsk : Nauka i tekhnika, 1994. 232 p. (rus)
4. Bejgel'zimer Ya. E., Varyuhin V. N., Orlov D. V. Screw extrusion is a process of strain accumulation [Vintovaya ekstruziya — process nakopleniya deformacij]. Donetsk : Firma TEAN, 2003. 87 p. (rus)
5. Gabrielov I. L., Doroshkevich E. A. Powder Metallurgy [Poroshkovaya metallurgiya]. Riga : LAINITI, 1976. 200 p. (rus)
6. Ohrimenko Ya. M. Forging and stamping production technology [Tekhnologiya kuznechno-shtampovogo proizvodstva]. M. : Mechanical Engineering, 1976. 560 p. (rus)
7. Kolerov O. K. Features of primary recrystallisation and its role in sintering of metal powders [Osobennosti pervichnoj rekristallizacii i ee rol' pri spekanii metallicheskih poroshkov]. Powder Metallurgy. 1973. No. 3. Pp. 18–22. (rus) EDN UKMIOZ
8. Ryabicheva L. A., Smolyak V. V. Analysis of microstructure evolution of porous billet during RKU-pressing [Analiz evolyucii mikrostruktury poroshkovej poristoj zagotovki pri RKU-pressovanii]. Resource-saving technologies of production and forming materials in mechanical engineering : Collection of scientific works. Lugansk : Publishing House of ENU named after V. Dahl, 2011. No. 1 (12). Pp. 148–155. (rus) EDN ZOFYTR

INFORMATION ABOUT THE AUTHOR

Babich Irina Nikolaevna, PhD in Engineering, Assistant Professor of the Department of Material Science
Lugansk State University named after V. Dahl
Lugansk, Lugansk People's Republic, Russia
e-mail: b.i.n.2017@mail.ru

Коструб О. М.

Луганский государственный университет им. В. Даля

E-mail: okostrub82@bk.ru

РАЗРАБОТКА МАТЕМАТИЧЕСКОЙ МОДЕЛИ ПРЯМОГО ВЫДАВЛИВАНИЯ ПОРОШКОВЫХ ПОРИСТЫХ ЗАГОТОВОК

Работа посвящена разработке математической модели напряженно-деформированного состояния и плотности при прямом выдавливании порошковых пористых заготовок. Рассмотрена математическая модель и граничные условия для расчета напряженно-деформированного состояния и пористости порошкового тела. Для оценки плотности использовано кинетическое уравнение изменения пористости в процессе прямого выдавливания упругопластического тела с учетом граничных условий.

Ключевые слова: математическая модель, прямое выдавливание, порошковая пористая заготовка, напряженно-деформированное состояние, плотность, пористость.

Постановка проблемы, обоснование ее актуальности. Холодное выдавливание порошковых пористых заготовок является перспективным и рациональным способом получения деталей. Холодной штамповкой пористых заготовок получают изделия простых и сложных форм, достигая при этом высокой плотности и требуемых свойств материалов, сопоставимых со свойствами литых и деформированных материалов аналогичного химического состава [1].

При этом выдавливанию, как наиболее прогрессивному способу получения деталей сложной формы из порошковых пористых заготовок, не уделено достаточно внимания. Практически отсутствуют сведения о деформационной способности порошковых материалов в условиях холодной обработки давлением при выдавливании полых тонкостенных изделий.

Процессы деформирования встречаются в технологиях порошковой металлургии при получении пористой заготовки из порошка и на стадии финишной обработки самой заготовки. При исследовании процессов деформирования рассматривается промежуточное состояние материала, которым в исходном состоянии является порошок, а в конечном — пористое тело. Особенностью таких материалов является способность необратимо изменять свой

объем. В частности, возможность уплотняться при схемах нагружения с преобладающей гидростатической компонентой.

Постановка задачи. При исследовании схем изготовления деталей сложной формы — с внутренними полостями и тонкими стенками — холодной штамповкой порошковых пористых заготовок возникает необходимость разработки математических моделей выдавливания, выполнения исследований, направленных на изучение процессов пластического деформирования, влияния свойств порошкового материала на формирование свойств материала изделия.

Целью исследования является разработка математической модели прямого выдавливания порошковых пористых заготовок.

Для достижения поставленной цели необходимо:

– рассмотреть математическую модель и граничные условия для расчета напряженно-деформированного состояния и пористости порошкового тела;

– для оценки плотности использовать кинетическое уравнение изменения пористости в процессе прямого выдавливания упругопластического тела с учетом граничных условий;

– на основе положений теории пластичности пористых тел разработать математиче-

скую модель напряженно-деформированного состояния и плотности при прямом выдавливании порошковых пористых заготовок.

Методика исследования. При разработке математической модели используем понятия континуальной механики пластических деформаций [2]. В частности, предполагается существование поверхности нагружения, а также справедливость ассоциированного закона течения. Материал рассматриваем как изотропный во все моменты деформирования. В этом случае его поведение контролируется первым инвариантом тензора скоростей деформаций и вторым инвариантом его девиатора [3].

Для моделирования процесса холодного прессования использовали представления об упругопластическом пористом теле. В основе определяющих уравнений пластического течения пористого тела лежит связь между приращениями деформаций $d\varepsilon_{ij}$, приращениями напряжений $d\sigma_{ij}$ и напряжениями σ_{ij} [1, 2]. Приращения деформаций складываются из приращений упругих $d\varepsilon_{ij}^y$ и пластических $d\varepsilon_{ij}^p$ деформаций:

$$d\varepsilon_{ij} = d\varepsilon_{ij}^y + d\varepsilon_{ij}^p. \quad (1)$$

Через скорости деформаций можно записать [4, 5]

$$e_{ij} = e_{ij}^y + e_{ij}^p, \quad (2)$$

где $e_{ij} = \frac{d\varepsilon_{ij}}{dt}$ — тензор скоростей деформации.

В соответствии с законом Гука для упругих деформаций можно записать

$$de_{ij}^y = \frac{dD_{ij}}{2G} + \delta_{ij} \frac{d\sigma_0}{3K}, \quad (3)$$

где D_{ij} — девиатор деформаций;

$G = \frac{E}{2(1+\nu)}$ — модуль сдвига; δ_{ij} — сим-

вол Кронекера; σ_0 — шаровой тензор;

$K = \frac{E}{3(1-2\nu)}$ — модуль объемного сжатия;

ν — коэффициент Пуассона; E — модуль упругости.

Пластическая составляющая поведения материала описывается определяющими соотношениями модели Cam-Clay в форме, представленной в работах [6, 7]. Согласно этой модели, уравнение поверхности нагружения для пористой среды имеет вид

$$\frac{(p + p_0)^2}{\psi} + \frac{\tau^2}{\varphi} = (1 - \theta) \left(\frac{\sigma_0}{1 + m} \right)^2, \quad (4)$$

где $p = \frac{1}{3}(\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3)$ — шаровой тензор;

θ — пористость; σ_0 — напряжение течения твердой фазы;

$p_0 = m\sigma_0\sqrt{(1-\theta)\psi}$ — значение шаровой компоненты напряженного состояния, при которой объем не изменяется; τ — интенсивность напряжений; m — коэффициент, чувствительный к дефектам порошка и тра-

ектории деформирования; $\psi = \frac{1(1-\theta)^3}{3\theta}$,

$\varphi = (1-\theta)^2$ — функции пористости.

Интенсивность напряжений определится через главные нормальные напряжения как [8]

$$\tau = \frac{1}{\sqrt{3}} \times \sqrt{(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2}, \quad (5)$$

где $\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$ — главные нормальные напряжения.

Эволюционное уравнение для пористости непосредственно следует из закона сохранения массы [9]:

$$\frac{d\theta}{dt} = (1 - \theta)e^p. \quad (6)$$

МЕТАЛЛУРГИЯ

Эквивалентная деформация твердой фазы пористого тела принимается в виде

$$\frac{d\omega}{dt} = \frac{1}{\sqrt{1-\theta}} \sqrt{\psi(e^p)^2 + \varphi(\gamma^p)^2}. \quad (7)$$

Ассоциированный с формулой определения плотности, закон течения дает для скоростей деформации вдоль главных направлений следующее выражение:

$$e_i = \lambda [\varphi(\sigma_i - \sigma) + 2\psi I_1] = \lambda(\varphi S_i + 2\psi I_1), \quad (i=1,2,3). \quad (8)$$

где S_i — главные компоненты девиатора напряжений; λ — множитель Лагранжа.

Вычисляя из формулы (8) интенсивность скоростей деформации сдвига

$$H = \sqrt{\frac{2}{3}} \times \sqrt{(e_z - e_r)^2 + (e_r - e_\theta)^2 + (e_\theta - e_z)^2} = 2\lambda\psi\sqrt{I_2}, \quad (9)$$

найдем скалярный множитель Лагранжа в ассоциированном законе течения:

$$\lambda = \frac{H}{2\psi\sqrt{\sigma_{cp}}}. \quad (10)$$

Тогда уравнение для скоростей деформации (8) запишется как

$$\frac{e_i}{H} = \frac{I}{2\sqrt{I_2}} \left(S_i + \frac{2\varphi \cdot I_1}{\psi} \right), \quad (i=1,2,3), \quad (11)$$

а скорость изменения объема, вызванная деформацией:

$$e = e_z + e_r + e_\theta = \frac{3\varphi H \sigma_{cp}}{\psi \sqrt{I_2}}. \quad (12)$$

При нулевой пористости $\varphi=0$, $\psi=3$ и (8), (11), (12) совпадают с обычными уравнениями теории пластического течения Леви — Мизеса.

Так как объем материала изменяется за счет изменения объема пор

$$e = \frac{1}{1-\theta} \cdot \frac{d\theta}{dt}, \quad (11)$$

то из формулы (12) получим

$$\frac{d\theta}{dt} = (1-\theta) \frac{3\varphi H \sigma_{cp}}{\psi \sqrt{I_2}}. \quad (12)$$

Уравнение (12) является кинетическим уравнением изменения пористости порошкового материала в процессе его пластической деформации. В случае $\theta \ll 1$, $\varphi \approx \theta$ уравнение (12) можно записать в более простом виде:

$$\frac{d\theta}{dt} = \frac{\varphi H \sigma_{cp}}{k} \quad \text{или} \quad \frac{d\theta}{dt} = \frac{3\sigma d\Gamma}{k}, \quad (13)$$

где $d\Gamma = H dt$ — приращение интенсивности деформаций; $k = \sigma_s / \sqrt{3}$ — предел текучести на сдвиг компактного материала.

На основании ассоциированного закона течения определяются приращения пластических деформаций:

$$d\varepsilon_{ij}^p = d\lambda D_{ij}, \quad (14)$$

где $d\lambda = \frac{3}{2} \frac{de_i^p}{\sigma_i}$ — множитель Лагранжа.

Подставляя выражения (14) и (1) в (3), получаем уравнение Прандтля — Рейса для пластически деформируемой среды по теории течения [10]:

$$de_{ij} = \frac{dD_{ij}}{2G} + \delta_{ij} \frac{d\sigma_0}{3K} + \frac{3}{2} \frac{de_i^p}{\sigma_i} D_{ij}. \quad (15)$$

Уравнение Прандтля — Рейса связывает напряжения с бесконечно малыми приращениями деформаций и напряжений, т. е. не является конечным соотношением между напряжениями и деформациями для произвольного нагружения или пути деформирования. Оно отражает зависимость деформаций от пути нагружения и напряжений от пути деформирования.

Для процессов обработки давлением уплотняемых порошковых пористых матери-

алов $de_{ij}^p \gg de_{ij}^y$. Если пренебречь упругой составляющей тензора деформаций, приходим к уравнениям Сен-Венана — Леви — Мизеса [11]:

$$\dot{\varepsilon}_{ij} = \frac{3}{2} \frac{\dot{\varepsilon}_i}{\sigma_i} D_{ij}. \quad (16)$$

Уравнения Сен-Венана — Леви — Мизеса представляют собой конечные зависимости между напряжениями и скоростями деформаций.

Результаты исследования. Необратимая составляющая тензора скоростей деформаций связана с напряжениями принципом нормальности:

$$e_{ig}^p = \lambda \frac{\partial \Phi}{\partial \sigma_{ij}}, \quad (17)$$

где Φ — пластический потенциал, определяемый уравнением (18):

$$\Phi(\sigma_{ij}) = \frac{(p + p_0)^2}{\psi} + \frac{\tau^2}{\varphi} - (1 - \theta) \left(\frac{\sigma_0}{1 + m} \right)^2. \quad (18)$$

Пластический потенциал — это некоторая скалярная функция в пространстве напряжений, частные производные от которой дают величины, пропорциональные компонентам приращений пластической деформации.

Уравнение для скоростей напряжений можно представить в виде [11]

$$\frac{d\sigma_{ij}}{dt} = g_{ij}(\sigma_{kn}, e_{im}). \quad (19)$$

Выражение (19) можно использовать для решения задачи распределения напряжений при прямом выдавливании.

Определим граничные условия, которые должны отражать характер взаимодействия поверхности инструмента с поверхностью заготовки.

Определим граничные условия для первой стадии прямого выдавливания, когда

происходит осадка заготовки и уплотнение материала. Установим вид граничных условий для цилиндра с наружным радиусом b и высотой h (рис. 1).

Цилиндрическую систему координат выберем таким образом, чтобы ось Z была сонаправлена оси заготовки, а ее основание $Z=0$ совпало с плоскостью упора. Предполагаем последний недеформируемым и абсолютно шероховатым. Будем иметь:

$$V_z|_{z=0} = 0; V_r|_{z=0} = 0. \quad (20)$$

Аналогично запишется для верхнего пуансона:

$$\frac{\partial V_z}{\partial r}|_{z=h} = 0; V_r|_{z=h} = 0. \quad (21)$$

Граничные условия для второй стадии — прямое выдавливание, происходит заполнение кольцевой части.

Боковые поверхности матрицы $r=b$ и внутреннего упора $r=a$ являются недеформируемыми, характеризуются следующими кинематическими условиями:

$$V_r|_{r=a} = V_r|_{r=b} = 0. \quad (22)$$

Кроме этого, на боковых поверхностях имеет место внешнее трение. Принимая закон внешнего трения в форме Зибеля, запишем следующие граничные условия [11]:

$$|\tau_{rz}|_{r=a} = -m\sigma_{r=a}; |\tau_{rz}|_{r=b} = m\sigma_{r=b}, \quad (23)$$

где m — фактор трения.

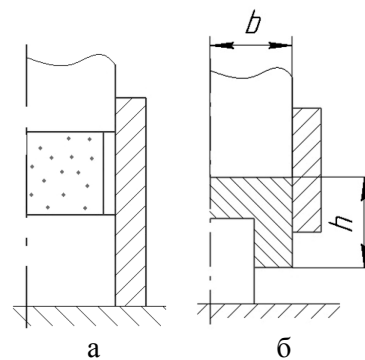


Рисунок 1 — К стадии осадки и уплотнения (а); к стадии прямого выдавливания (б)

Выводы. Разработанная математическая модель может быть использована для анализа напряженно-деформированного состояния и плотности при прямом выдавливании порошковых пористых заготовок.

Список источников

1. Петросян Г. Л. Пластическое деформирование порошковых материалов. М. : Металлургия, 1988. 152 с.
2. Сегал В. М., Резников В. И., Малышев В. Ф. Вариационный функционал для пористого тела // Порошковая металлургия. 1981. № 9. С. 15–18.
3. Феноменологические теории прессования порошков / М. Б. Штерн [и др.]. К. : Наукова думка, 1982. 140 с.
4. Штерн М. Б. Модель процессов деформирования сжимаемых материалов с учетом порообразования. Сообщение I. Определяющие уравнения и поверхность // Порошковая металлургия. 1989. № 5. С. 28–34.
5. Штерн М. Б. Модель процессов деформирования сжимаемых материалов с учетом порообразования. Сообщение II. Одноосное растяжение и сжатие пористых тел // Порошковая металлургия. 1989. № 6. С. 34–39.
6. Green R. G. A plasticity theory for porous solids // Int. Journ. Of Mech. Sci. 1972. Vol. 14. P. 215–226.
7. Shima S., Oyane M. Plasticity theory for porous metals // Int. Journ. Of Mech. Sci. 1976. Vol. 18. P. 285–291.
8. Колмогоров В. Л. Механика обработки металлов давлением. Екатеринбург : Изд-во УГТУ-УПИ. 2001. 836 с.
9. Кун Х. А. Основные принципы штамповки порошковых заготовок // Порошковая металлургия материалов специального назначения. М. : Металлургия, 1977. С. 143–158.
10. Mori K. I., Shima S., Osakada K. Finite element method for the analysis of plastic deformation of porous metals // Bull. ISME. 1980. Vol. 23. No. 178. P. 516–522.
11. Рябичева Л. А., Коструб О. М. Математическая модель прямого выдавливания порошковых пористых заготовок с активным действием сил трения // Ресурсосберегающие технологии производства и обработки давлением материалов в машиностроении : науч. журнал. 2023. № 4 (45). С. 11–19.

© Коструб О. М.

*Рекомендована к печати д.т.н., проф., зав. каф. материаловедения
ЛГУ им. В. Даля Рябичевой Л. А.,
к.т.н., проф. каф. МТ ДонГТУ Денищенко П. Н.*

Статья поступила в редакцию 21.02.2024.

СВЕДЕНИЯ ОБ АВТОРАХ

Коструб Ольга Михайловна, старший преподаватель каф. железнодорожного транспорта Луганский государственный университет им. В. Даля, г. Луганск, Луганская Народная Республика, Россия, e-mail: okostrub82@bk.ru

Kostrub O. M. (Lugansk State University named after V. Dahl, Lugansk, Lugansk People's Republic, Russia, e-mail: okostrub82@bk.ru)

DEVELOPMENT OF MATHEMATICAL MODEL FOR DIRECT EXTRUSION THE POWDER POROUS BILLETS

The paper is devoted to the development of mathematical model of the stress-strain state and density during the direct extrusion of powder porous billets. The mathematical model and boundary conditions

for calculating the stress-strain state and porosity of the powder body have been examined. For density estimation the kinetic equation of porosity change in the process of direct extrusion of elastoplastic body with regard to boundary conditions is used.

Key words: mathematical model, direct extrusion, porous powder billet, stress-strain state, density, porosity.

References

1. Petrosian G. L. Plastic deformation of powdered materials [Plasticheskoe deformirovanie poroshkovykh materialov]. M. : Metalurgija, 1988. 152 p. (rus)
2. Segal V. M., Reznikov V. I., Malyshev V. F. Variation functional for a porous body [Variacionnyj funkcional dlya poristogo tela]. Powder Metallurgy. 1981. No. 9. Pp. 15–18. (rus)
3. Shtern M. B. [et al.] Phenomenological theories of powder pressing [Fenomenologicheskie teorii pressovaniya poroshkov]. K. : Naukova Dumka, 1982. 140 p. (rus)
4. Shtern M. B. A Model of deformation processes of compressible materials with consideration of pore formation. Communication I. Defining equations and surface [Model' processov deformirovaniya szhimaemykh materialov s uchetom poroobrazovaniya. Soobshchenie I. Opredelyayushchie uravneniya i poverhnost']. Powder Metallurgy. 1989. No. 5. Pp. 28–34. (rus)
5. Shtern M. B. A Model of deformation processes of compressible materials with consideration of pore formation. Communication II. Uniaxial tension and compression of porous bodies [Model' processov deformirovaniya szhimaemykh materialov s uchetom poroobrazovaniya. Soobshchenie II. Odnoosnoe rastyazhenie i szhatie poristykh tel]. Powder Metallurgy. 1989. No. 6. Pp. 34–39. (rus)
6. Green R. G. A plasticity theory for porous solids. Int. Journ. Of Mech. Sci. 1972. Vol. 14. Pp. 215–226.
7. Shima S., Oyane M. Plasticity theory for porous metals. Int. Journ. Of Mech. Sci. 1976. Vol. 18. Pp. 285–291.
8. Kolmogorov V. L. Mechanics of metal forming [Mekhanika obrabotki metallov davleniem]. Ekaterinburg : Publishing house of the USTU-UPI, 2001. 836 p. (rus)
9. Kun Kh. A. Basic principles of stamping powdered blanks [Osnovnye principy shtampovki poroshkovykh zagotovok]. Powder metallurgy for high-performance applications. M. : Metalurgija, 1977. Pp. 143–158. (rus)
10. Mori K. I., Shima S., Osakada K. Finite element method for the analysis of plastic deformation of porous metals. Bull. ISME. 1980. Vol. 23. No. 178. Pp. 516–522.
11. Riabicheva L. A., Kostrub O. M. Mathematical model for direct extrusion of porous powder parts with active frictional forces [Matematicheskaya model' pryamogo vydavlivaniya poroshkovykh poristykh zagotovok s aktivnym dejstviem sil treniya]. Resource-saving technologies of production and forming materials in mechanical engineering : scientific journal. 2023. No. 4 (45). Pp. 11–19. (rus)

INFORMATION ABOUT THE AUTHOR

Kostrub Olga Mikhailovna, Senior Lecturer of the Department of Railway Transport
Lugansk State University named after V. Dahl
Lugansk, Lugansk People's Republic, Russia,
e-mail: okostrub82@bk.ru

МАШИНОСТРОЕНИЕ

MECHANICAL ENGINEERING

^{1,*}Еронько С. П., ²Петров П. А., ²Зозуля Ф. С., ¹Прилуцкий М. И.

¹Донецкий национальный технический университет,

²Донбасский государственный технический университет

*E-mail: ersp52@mail.ru

РАЗРАБОТКА И МОДЕЛЬНЫЕ ИСПЫТАНИЯ СИСТЕМЫ МЕХАНИЗИРОВАННОЙ ПОДАЧИ ШЛАКООБРАЗУЮЩЕЙ СМЕСИ В КРИСТАЛЛИЗАТОР МНЛЗ ПРИ ОТЛИВКЕ ЗАГОТОВОК КРУПНОГО КРУГЛОГО СЕЧЕНИЯ

Отображены конструктивные особенности системы механизированной подачи шлакообразующей смеси в кристаллизатор блюмовой МНЛЗ, предназначенной для производства заготовки круглого сечения диаметром 600÷800 мм. Обоснованы конструктивные параметры подающей системы, при которых обеспечивается равномерное распределение сыпучей смеси на свободной поверхности жидкой стали с учетом скорости вытягивания заготовки из кристаллизатора.

Ключевые слова: кристаллизатор, блюмовая заготовка, шлакообразующая смесь, бункер, шнек, подающий носок.

Проблема и ее связь с научными и практическими задачами. Необходимость получения исходных заготовок, имеющих форму и размеры поперечного сечения, близкие к геометрическим параметрам массивных деталей, которые предназначены для производства машин и механизмов, используемых в ветроэнергетике, на железнодорожном и водном транспорте, обусловила ввод в эксплуатацию новых уникальных машин непрерывного литья заготовок (МНЛЗ). Речь идет о машинах, позволяющих отливать блюмовые заготовки круглого сечения диаметром 600, 800 и 1200 мм [1]. Известно, что современная технология непрерывной разливки стали предполагает в обязательном порядке подачу сыпучей шлакообразующей смеси (ШОС) на зеркало металла в кристаллизаторе с целью улучшения условий формирования твердой корки отливаемой заготовки и ее силового взаимодействия с поверхностью рабочих стенок кристаллизатора [2, 3]. При этом эффективность использования указанных смесей зависит от равномерности их распределения на свободной поверхности жидкой стали, которая может быть обеспечена лишь в случае механизированной подачи сыпучего материала,

в связи с чем возникает насущная необходимость в создании систем, позволяющих исключить ручной труд во время выполнения указанной технологической операции в условиях работы новых блюмовых МНЛЗ. Принятие технических решений, связанных с достижением поставленной цели, требует учета имеющегося опыта в разработке подобных устройств, применяемых в производстве круглых заготовок с диаметром поперечного сечения до 400 мм.

Целью работы являлось создание установок, имеющей высокие рабочие характеристики и обеспечивающей минимизацию затрат при реализации механизированной подачи шлакообразующих смесей в условиях непрерывного литья блюмовых заготовок большого круглого сечения.

Изложение материала и результатов исследования. На основании результатов выполненного анализа достоинств и недостатков известных отечественных и зарубежных аналогов [4, 5] авторами была предложена усовершенствованная система, позволяющая повысить степень равномерности распределения ШОС на свободной поверхности жидкой стали в кристаллизаторах МНЛЗ при производстве заготовок большого круглого сечения.

Состав и принцип действия данной системы поясняет рисунок 1. Она включает пустотелую балку 16 квадратного сечения, консольно закрепленную на стойке 12 с возможностью поворота на 90° в горизонтальной плоскости с помощью кривошипно-рычажного механизма с электрическим приводом 13. На пустотелой балке 16 размещено основание 19 с направляющими 20, в которых находятся ходовые колеса тележки 21, имеющей возможность продольного возвратно-поступательного перемещения винтовым механизмом, включающим ходовой винт 17, установленный в подшипниковых опорах 15 и 18, гайку 15, связанную тягами 10 с тележкой, а также электродвигатель 11. На тележке смонтированы две системы механизированной подачи ШОС, в состав которых входит питающий бункер 5 с примыкающим к его нижней части горизонтально расположенным шнековым дозатором 4, установленным на раме тележки 21 и приводимым в действие мотором-редуктором 8 с регулируемой частотой вращения выходного вала.

Для равномерного распределения смеси по всему поперечному сечению кристаллизатора во время работы дозирующей системы подающий носок 2 совершает качание в вертикальной плоскости относительно продольной оси шнекового дозатора 4 в секторе $20\text{--}40$ градусов, что обеспечивают кривошипно-шатунный механизм 9 и коленчатый вал 1. Внутри бункера 5 в подшипниковых опорах размещен ворошитель 6, имеющий возможность поворота с помощью кривошипно-рычажного механизма 7 и устраняющий тем самым подвигание мелкодисперсных порошкообразных материалов при их слеживании. Благодаря такой кинематической схеме разработанной системы, все ее структурные механизмы, выполняющие операции по обрушению порошкообразного материала в бункере, регулируемой подаче смеси в кристаллизатор и ее равномерному распределению по поверхности металла вокруг погружного стакана 3, приводятся в действие одним мотором-редуктором 8.

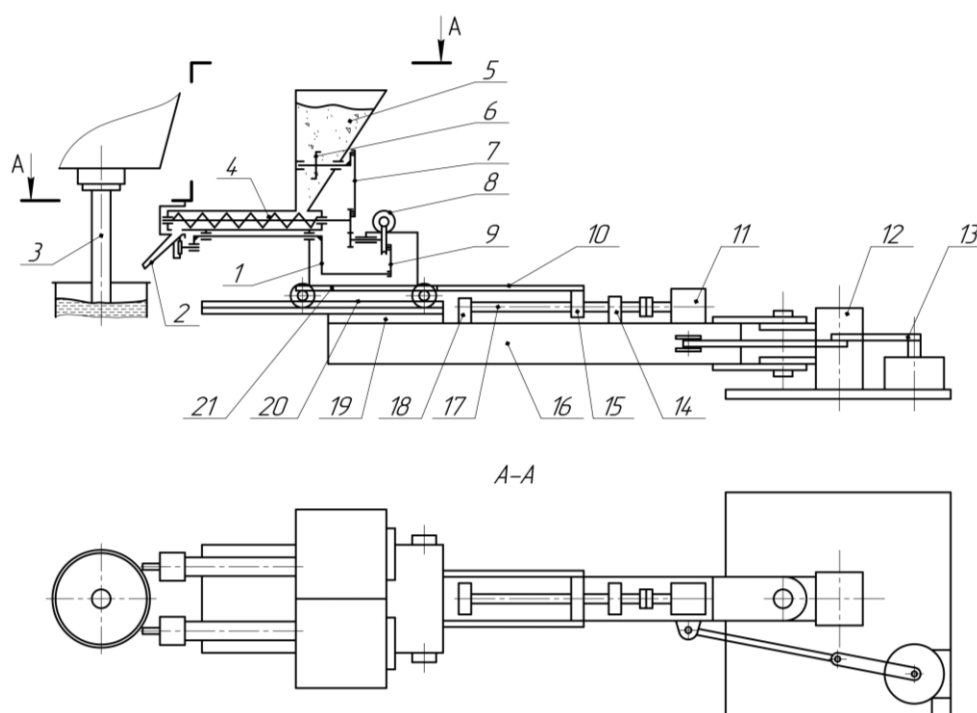


Рисунок 1 — Конструктивная схема предлагаемой системы механизированной подачи ШОС в кристаллизатор блюмовой МНЛЗ

МАШИНОСТРОЕНИЕ

С целью проверки работоспособности предложенной системы по ранее опубликованной методике [6] рассчитали, спроектировали и изготовили в масштабе 1:2 ее действующую натурную модель (фото на рис. 2), на которой с учетом рекомендаций работы [7] провели эксперименты, связанные с изучением параметров функционирования структурных механизмов системы, выполняющих перемещение тележки, подачу шлакообразующей смеси из бункера к кристаллизатору и равномерное распределение по его сечению мелкодисперсного материала, а также перевод самой системы в рабочую позицию из положения парковки.

Контроль крутящих моментов, развиваемых при работе приводами структурных механизмов исследуемой системы, осуществляли с использованием тензорезисторного преобразователя, конструктивно выполненного в виде гильзы, установленной в подшипниках скольжения и помещенной в металлическую коробку с прозрачной передней стенкой (фото на рис. 3, а). На по-

верхность гильзы под углом 45° к ее продольной оси наклеены фольговые датчики сопротивления 200 Ом, включенные в мостовую схему. Передаваемый гильзой момент определяли путем измерения ее деформаций кручения. Съем электрического сигнала с измерительной диагонали моста сопротивлений и подключение к нему источника питания обеспечены за счет установленных на гильзе и изолированных от ее корпуса медных колец, контактирующих своей наружной поверхностью с токопроводящими шинами, концы которых соединены с разъемом, встроенным в боковую стенку коробки.

Для измерения силы, передаваемой рычагом модели механизма поворота консоли, использовали второй тензорезисторный преобразователь (фото на рис. 3, б). Он включал два рабочих фольговых датчика, наклеенных на поверхность рычага вдоль оси симметрии, и два компенсационных, которые располагались перпендикулярно рабочим. Датчики соединены по мостовой схеме, подключенной к разъему.

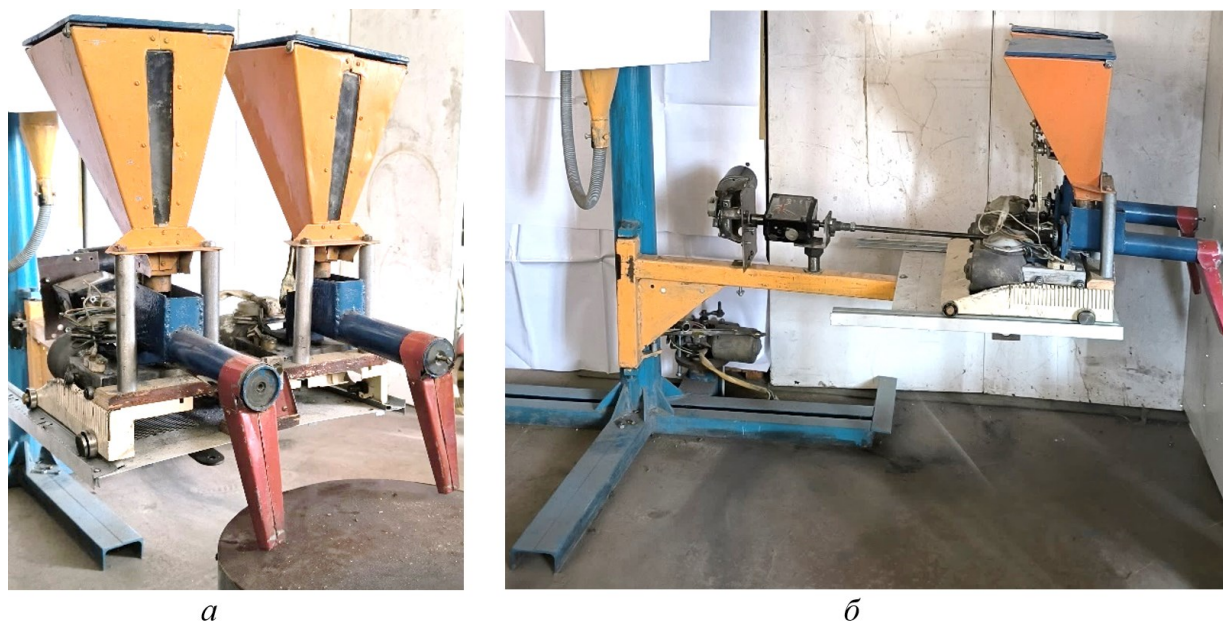
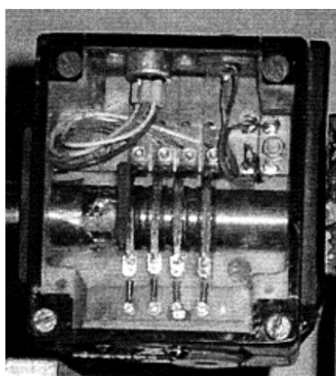


Рисунок 2 — Общий вид натурной модели системы механизированной подачи шлакообразующей смеси в рабочей позиции (а) и положении парковки (б)



а



б

Рисунок 3 — Конструктивное исполнение тензорезисторных преобразователей для контроля крутящего момента (а) и силы (б)

Указанные тензорезисторные преобразователи с помощью экранированных кабелей подключали к измерительному комплексу, в состав которого входили усилитель переменного тока, аналого-цифровой преобразователь и ПЭВМ. Электрический сигнал, снимаемый с выхода моста сопротивлений, после усиления и преобразования в цифровой код поступал в системный блок для обработки и последующей распечатки. Обработку фиксируемых сигналов осуществляли при помощи прикладной программы Oscilloscope фирмы L-Card, поставляемой в комплексе с АЦП. Частота дискретизации аналогового сигнала составляла 10 кГц.

Перед началом проведения измерений предварительно выполнили тарировку преобразователей. Данные тарировки сохранялись в памяти ПЭВМ для последующего их применения при обработке результатов лабораторного эксперимента.

В соответствии с планом экспериментальных исследований последовательно провели серию контрольных измерений технологических нагрузок, действующих на структурные механизмы модели разработанной системы механизированной подачи

шлакообразующей смеси в кристаллизатор блюмовой МНЛЗ. Для механизма перемещения тележки в качестве технологической нагрузки принимали момент сопротивления повороту ходового винта $M_{хв}$, преодолеваемый приводом механизма перемещения тележки. В этом случае тензорезисторный преобразователь выполнял функцию муфты, передающей вращение винту от выходного вала мотора-редуктора. На рисунке 4 показан характерный вид сигналов, регистрировавшихся при возвратно-поступательном перемещении тележки, несущей питающие бункеры и шнековые дозаторы.

Используя преобразователь в качестве муфты, измерили также суммарный крутящий момент M_c , требуемый для одновременного вращения шнека, поворота лопастей ворошителя и качания подающего носка при функционировании системы, обеспечивающей транспортирование шлакообразующей смеси из питающего бункера к кристаллизатору. Вид фиксируемого в этом случае сигнала показан на рисунке 5.

Нагрузку, действующую на кривошипно-рычажный механизм во время перевода с его помощью системы подачи смеси из положения парковки в рабочую позицию,

контролировали с помощью второго преобразователя, позволявшего фиксировать изменение во времени силы F_p , передаваемой рычагом от кривошипа к консоли при ее повороте на угол 90° (рис. 6).

Погрешность измерений, выполненных по описанной методике, как показали результаты статистической обработки полученных данных, не превышала 7 %, что приемлемо для их практического использования.

Результаты выполненных экспериментальных исследований на действующей натурной модели разработанной системы механизированной подачи шлакообразующих смесей в кристаллизатор при производстве заготовок крупного круглого сечения подтвердили правильность принятых конструктивных решений и позволили получить исходную информацию о характере изменения нагрузок, действующих на ее структурные механизмы.

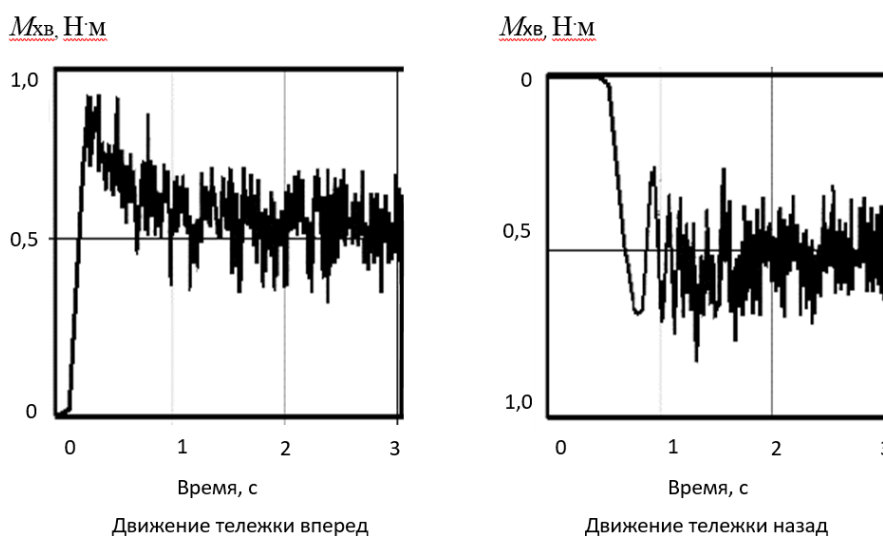


Рисунок 4 — Записи сигналов при контроле крутящего момента, развиваемого приводом механизма перемещения тележки

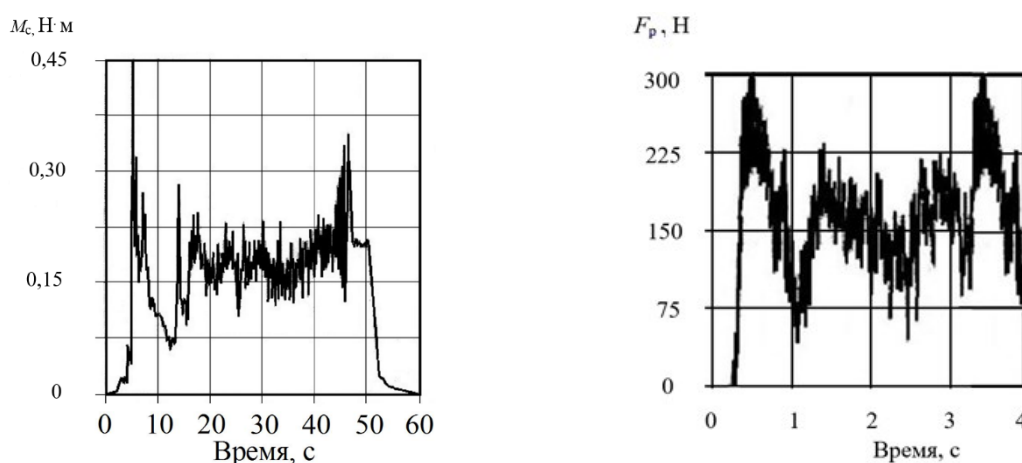


Рисунок 5 — Характерный вид регистрировавшегося сигнала при контроле крутящего момента, одновременно передаваемого шнеку, лопастям ворошителя и подающему носку

Рисунок 6 — Характерный вид сигнала, регистрировавшегося при контроле нагрузки, передаваемой рычагом механизма модели поворота консоли

Выводы и направления дальнейших исследований. Данные модельных экспериментов, послужат базовой основой при проектировании промышленных образцов разработанной системы механизированной подачи шлакообразующей смеси в кристаллизаторы при непрерывном литье круглых блюмовых заготовок диаметром от 600 до 800 мм. Использование предложенной разработки в сталеплавильных цехах отечественных металлургических предприятий позволит сократить на 10÷15 % расход дорогостоящей шлакообразующей смеси, повысить качество по-

верхности отливаемой заготовки и улучшить условия труда разливщиков стали, освободив их от выполнения вручную операции, связанной с необходимостью равномерного распределения сыпучего материала на зеркале металла в кристаллизаторе. Срок окупаемости финансовых затрат, связанных с внедрением в производство выполненной авторами разработки, не превысит одного года, что подтверждено практикой применения подобных систем в конвертерных цехах двух металлургических комбинатов Донбасса.

Список источников

1. *Xingcheng Special Steel is the first in the world to cast 1200-millimeter round blooms // Iron & Steel Review. 2022. Vol. 65. № 8. URL: <https://www.marketsteel.com/news-details/new-world-record-in-steel-production.html>.*
2. *Процессы непрерывной разливки / А. Н. Смирнов [и др.]. Донецк : ДонНТУ, 2002. 536 с.*
3. *Куклев А. В., Лейтес А. В. Практика непрерывной разливки стали. М. : Металлургиздат, 2011. 432 с. EDN QNCXMX*
4. *Ганин Д. Р., Лицин К. В., Шевченко Е. А. Обзор и анализ устройств для подачи шлакообразующих смесей в кристаллизаторы машин непрерывного литья заготовок // Черная металлургия : бюл. ин-та «Черметинформация». 2018. № 1. С. 58–64. EDN YSCZOO*
5. *Опыт разработки и внедрения систем механизированной подачи шлакообразующих смесей в кристаллизаторы МНЛЗ / С. П. Еронько [и др.] // Черная металлургия : бюл. ин-та «Черметинформация». 2020. Т. 76. № 10. С. 994–1003. EDN PAOYAH. DOI: 10.32339/0135-5910-2020-10-994-1003*
6. *Расчет и конструирование системы механизированной подачи шлакообразующих смесей в кристаллизатор блюмовой МНЛЗ / С. П. Еронько [и др.] // Сборник научных трудов ДонГТИ. 2021. Вып. 24 (67). С. 91–98. EDN AQHWRC*
7. *Физическое моделирование технических систем сталеплавильного производства : учебное пособие / С. П. Еронько [и др.]. Москва — Вологда : Инфра-Инженерия, 2021. 324 с.*

Рекомендована к печати д.т.н., проф. каф. ММК ДонГТУ Харламовым Ю. А., д.т.н., проф., зав. каф. ОПМ ДонНТУ Нечепавым В. Г.

Статья поступила в редакцию 15.01.2024.

СВЕДЕНИЯ ОБ АВТОРАХ

Еронько Сергей Петрович, д-р техн. наук, профессор, зав. каф. механического оборудования заводов черной металлургии им. В. Я. Седуша
Донецкий национальный технический университет,
г. Донецк, Донецкая Народная Республика, Россия,
e-mail: ersp52@mail.ru

Петров Павел Александрович, канд. техн. наук, доцент каф. машин металлургического комплекса Донбасский государственный технический университет,
г. Алчевск, Луганская Народная Республика, Россия

Зозуля Федор Сергеевич, аспирант каф. машин металлургического комплекса
Донбасский государственный технический университет,
г. Алчевск, Луганская Народная Республика, Россия

Прилуцкий Максим Игоревич, аспирант каф. механического оборудования заводов черной
металлургии им. В. Я. Седуша
Донецкий национальный технический университет,
г. Донецк, Донецкая Народная Республика, Россия

***Yeronko S. P.** (Donetsk National Technical University, Donetsk, Donetsk People's Republic, Russia,
*e-mail: ersp52@mail.ru), **Petrov P. A.**, **Zozulya F. S.** (Donbass State Technical University, Alchevsk,
Lugansk People's Republic, Russia), **Prilutskiy M. I.** (Donetsk National Technical University, Donetsk,
Donetsk People's Republic, Russia)

DEVELOPMENT AND MODEL TESTING OF MECHANIZED FEEDING OF MOULD FLUX TO THE CCM CRYSTALLIZER AT CASTING LARGE CIRCULAR BILLETS

There have been given the design features of mechanized feeding of mould flux to the CCM crystallizer designed for producing the circular billet with a diameter of 600÷800 mm. The structural parameters of feeding system have been substantiated, in which a uniform distribution of loose mixture on the free surface of liquid steel is ensured, considering the rate of billet extraction from crystallizer.

Key words: crystallizer, bloom billet, mould flux, bunker, mixing screw, feeding pump.

References

1. Xingcheng Special Steel is the first in the world to cast 1200-millimeter round blooms. *Iron & Steel Review*. 2022. Vol. 65. No. 8. URL: <https://www.marketsteel.com/news-details/new-world-record-in-steel-production.html>.
2. Smirnov A. N. [et al.] *Continuous casting processes [Processy nepreryvnoj razlivki]*. Donetsk : DonNTU, 2002. 536 p. (rus)
3. Kuklev A. V., Lejtes A. V. *Continuous steel casting practice [Praktika nepreryvnoj razlivki stali]*. M. : Metallurgizdat, 2011. 432 p. (rus) EDN QNCXMX
4. Ganin D. R., Licin K. V., Shevchenko E. A. Overview and analysis of devices that deliver mould flux to continuous casting machines crystallizers [Obzor i analiz ustrojstv dlya podachi shlakoobrazuyushchih smesey v kristallizatory mashin nepreryvnogo lit'ya zagotovok]. *Ferrous Metallurgy. Bulletin of the Institute "Chermetinformaciya"*. 2018. No. 1. Pp. 58–64. (rus) EDN YSCZOO
5. Yeronko S. P. [et al.] Experience in development and model testing of mechanized feeding of mould flux to the CCM crystallizer [Opyt razrabotki i vnedreniya sistem mekhanizirovannoj podachi shlakoobrazuyushchih smesey v kristallizatory MNLZ]. *Ferrous Metallurgy. Bulletin of the Institute "Chermetinformaciya"*. 2020. Vol. 76. No. 10. Pp. 994–1003. (rus) EDN PAOYAH. DOI: 10.32339/0135-5910-2020-10-994-1003
6. Yeronko S. P. [et al.] Design and construction of mechanized feeding of mould flux to the CCM bloom crystallizer [Raschet i konstruirovaniye sistemy mekhanizirovannoj podachi shlakoobrazuyushchih smesey v kristallizator blyumovoj MNLZ]. *Scientific works collection of DonSTI*. 2021. Iss. 24 (67). Pp. 91–98. (rus) EDN AQHWRC
7. Yeronko S. P. [et al.] *Physical modeling of steel engineering systems: study letter [Fizicheskoe modelirovaniye tekhnicheskikh sistem staleplavil'nogo proizvodstva : uchebnoye posobie]*. Moscow — Vologda : Infra-Inzheneriya, 2021. 324 p. (rus)

INFORMATION ABOUT THE AUTHORS

Yeronko Sergey Petrovich, Doctor of Technical Sciences, Professor, Head of the Department of Mechanical Equipment of Ferrous Metallurgy Plants named after prof. Sedush V. Ya.
Donetsk National Technical University,
Donetsk, Donetsk People's Republic, Russia,
e-mail: ersp52@mail.ru

Petrov Pavel Aleksandrovich, PhD in Engineering, Assistant Professor of Department of Metallurgical Complex Machines

Donbas State Technical University,
Alchevsk, Lugansk People's Republic, Russia

Zozulya Fyodor Sergeievich, Postgraduate Student, Department of Metallurgical Complex Machines

Donbas State Technical University,
Alchevsk, Lugansk People's Republic, Russia

Prilutskiy Maksim Igorevich, Postgraduate Student of the Department of Mechanical Equipment of Ferrous Metallurgy Plants named after prof. Sedush V. Ya.

Donetsk National Technical University,
Donetsk, Donetsk People's Republic, Russia

УДК 621.658.512(035):621.791.14

EDN: UGCVJF

Харламов Ю. А., Денисова Н. А., Петров П. А., Орлов А. А.Донбасский государственный технический университет***E-mail: yuriy.kharlamov@gmail.com*

ОБЕСПЕЧЕНИЕ ТЕХНОЛОГИЧНОСТИ КОНСТРУКЦИЙ ПРИ СВАРКЕ ТРЕНИЕМ С ПЕРЕМЕШИВАНИЕМ НА СТАДИИ ВЫБОРА МАТЕРИАЛОВ. ЧАСТЬ 3: СВАРИВАЕМОСТЬ КОНСТРУКЦИОННЫХ СТАЛЕЙ

Показана актуальность разработки и исследования технологий сварки конструкционных сталей трением с перемешиванием в твердой фазе. Рассмотрены особенности сварки трением с перемешиванием конструкционных сталей, основные технологические и конструктивные факторы, влияющие на формирование микроструктуры получаемых сварных соединений и технологическую свариваемость сталей. Описаны особенности технологической свариваемости основных видов конструкционных сталей: углеродистых, двухфазных высокопрочных, легированных, хромоникелевых коррозионностойких сталей аустенитного класса, разнородных сталей между собой.

Сварка сталей трением с перемешиванием позволяет избежать нежелательных фазовых превращений в сварных соединениях по сравнению со сваркой плавлением, получать швы с уменьшенной зоной термического влияния и более высокими механическими и коррозионностойкими свойствами. К инструменту для сварки сталей трением с перемешиванием предъявляются более высокие требования по сравнению со сваркой алюминиевых сплавов. Инструменты для сварки сталей должны обладать комплексом более высоких требований: механической прочностью и ударной вязкостью, высокими теплостойкостью и износостойкостью, достаточной теплопроводностью, низкой физико-химической активностью по отношению к соединяемым сталям и др. Оборудование для сварки сталей трением с перемешиванием должно быть более жестким по сравнению со сваркой сплавов алюминия, оснащено прецизионными шпинделями и системами охлаждения.

Ключевые слова: *сварка трением с перемешиванием, свариваемость сталей, микроструктура металла, инструмент, микротвердость.*

Введение. Конструкционные стали имеют широкое применение в машиностроении и строительстве, в том числе для создания сварных конструкций. В настоящее время для получения неразъемных соединений между стальными заготовками и деталями наибольшее распространение получили способы сварки плавлением. Однако во многих случаях их применение связано с комплексом конструктивных, технологических, экономических, организационных проблем. Поэтому все большее внимание приобретают процессы разработки и исследования сварки сталей трением с перемешиванием (СТП) в твердой фазе.

При надлежащем выборе технологических параметров процесса СТП в большинстве случаев удается получить сварные соединения сталей, механические свойства

которых близки к свойствам основных металлов [1–7]. В настоящее время ведутся интенсивные исследования по совершенствованию технологических процессов СТП разнообразных сталей. Большое внимание уделяется изучению механизмов образования соединений при СТП, пластической деформации и течению соединяемых материалов, а также формированию структуры сварных соединений. Микроструктура сварных швов сопоставляется со структурой основного металла.

Многочисленные исследования показывают, что на формирование микроструктуры при сварке трением с перемешиванием сталей влияет множество факторов. Наиболее существенными параметрами, влияющими на формирование микроструктуры, являются:

- скорость вращения инструмента;
- скорость сварки;
- осевая сила;
- геометрия и размеры инструмента;
- угол наклона инструмента.

Эти параметры определяют количество генерируемого в процессе СТП тепла и, соответственно, температуру в зоне формирования сварного соединения, которая является определяющим фактором в эволюции микроструктуры свариваемых материалов. Течение материалов в зоне перемешивания преимущественно зависит от геометрии инструмента. Заплекник инструмента влияет на движение материала верхнего слоя, а профиль пина и наконечник контролируют движение материала в промежуточной и нижней частях сварного соединения [8–10].

Технологическая свариваемость сталей зависит не только от их состава и структурного состояния, но и от применяемых способов и режимов сварки, конструктивных особенностей сварного изделия, условий его эксплуатации и др.

В России практически не ведутся работы по исследованию и внедрению технологических процессов сварки трением с перемешиванием стальных конструкций, а в отечественной и зарубежной литературе отсутствуют публикации, содержащие рекомендации по выбору конструкционных сталей в процессе проектирования изделий.

Цель данной статьи заключается в обобщении мирового опыта исследований и разработок по сварке трением с перемешиванием конструкционных сталей и разработке предложений по перспективным направлениям развития технологий и оснащения производств для СТП стальных конструкций, а также разработки соответствующих конструкторско-технологических рекомендаций.

1. Свариваемость углеродистых сталей. При СТП стали ДН-36 (аналог стали повышенной прочности D36, содержит до 0,18 % С; 0,9–1,6 % Мn; Nb; Cu) инструментом из вольфрамового сплава получали прочные сварные швы с полным проваром

при незначительном перемешивании с материалом инструмента. Предел текучести сварного шва примерно на 50 %, а предел прочности на 33 % выше, чем у основного металла [11]. При СТП стали ДН-36 инструментами из сплава W–25 % Re на длине шва около 1,8 м размерного износа инструмента не обнаружено. Прочность сварного шва оказалась приемлемой, несмотря на некоторые дефекты в его зоне [12]. При СТП стали ДН-36 инструментами из ПКНБ качественные сварные швы получали при скорости движения до 250 мм/мин [1].

Около 200 м качественных сварных швов стали А-36 (аналог стали ВСтЗсп) было получено СТП с использованием инструментов из ПКНБ в широком диапазоне технологических параметров [1].

В работе [13] изучено влияние содержания углерода и протекающих при СТП превращений на микроструктуру и механические свойства получаемых сварных соединений углеродистых сталей. Умеренная температура при СТП (около 650 °С) позволяет обеспечить их хорошую свариваемость. Кроме того, контроль температуры при сварке позволяет обеспечить получение сварных соединений при различном структурном состоянии сталей (с аустенитной или ферритно-аустенитной структурой). Механические свойства получаемых соединений существенно зависят от условий сварки и содержания углерода в сталях. Прочность соединений стали S35C быстро увеличивается при незначительном увеличении скорости сварки от 100 до 200 мм/мин, достигая значения 800 МПа, а при дальнейшем увеличении скорости сварки до 400 мм/мин начинает снижаться до 650 МПа. Это объясняется соотношениями между развиваемой при СТП температурой и критическими точками А1 и А3 диаграммы железо-углерод. С увеличением скорости сварки снижается тепловложение в свариваемые детали и уменьшается развиваемая при сварке температура. Прочность соединений стали S12С возрастала от 400 до 500 МПа с увеличением скорости сварки от 100 до 400 мм/мин.

Предел прочности соединений из супермагнетитовых сталей (0,002 % C) достигает значения 300 МПа и почти не изменяется при увеличении скорости сварки от 100 до 400 мм/мин.

При СТП стали 1018 (аналог стали 15) использовали инструмент из сплава на основе вольфрама и молибдена. Максимальная температура сварки достигала ~1200 °С. Наблюдались признаки микросплавления между инструментом и свариваемыми заготовками. Микроструктура зоны перемешивания состояла из феррита, зернограничного феррита и тонкого перлита. В зоне перемешивания получаемого соединения структура была более мелкой вблизи заплечика и более грубой вдали от него. Свойства полученных сварных швов при растяжении оказались приемлемыми [14].

Пластины из стали S45C (аналог стали 45) были успешно сварены с помощью комбинированного способа СТП, использующего дополнительный нагрев зоны сварки с помощью лазера. Для СТП использовали инструмент из вольфрам-кобальтового сплава с наконечником. Основным преимуществом данного способа явилась высокая скорость сварки, достигающая 800 мм/мин. При традиционном способе СТП она составляла около 400 мм/мин [15, 16]. Прочность получаемых соединений на разрыв была близкой к основному металлу, а разрушение происходило в зоне основного металла.

2. Свариваемость двухфазных сталей.

Двухфазные стали (DP) являются наиболее широко используемыми из всех современных высокопрочных сталей [1]. Их ферритно-мартенситная микроструктура позволяет горячекатаным и холоднокатаным маркам сталей DP демонстрировать хороший баланс низкой текучести, высокой прочности на разрыв и хорошей формовости, а также способность поглощать большое количество энергии. Это делает их идеальными для автомобильной промышленности вследствие их ударопрочности. При СТП двухфазной стали Dual Ten 590 инструментом из ПКНБ скорость шпинделя

составляла от 450 до 550 об/мин, скорость перемещения от 150 до 340 мм/мин. В качестве защитного газа использовали аргон. При формовании листов зона сварного шва аналогична основному металлу.

Скорость СТП влияет на микроструктуру зоны перемешивания, состоящей из равноосных зерен α - и γ -фаз. Размер зерен уменьшается с увеличением скорости сварки, а твердость и прочность на разрыв увеличиваются с увеличением скорости подачи [17].

Широкое применение, например, в автомобильной промышленности имеют высокопрочные двухфазные ферритно-мартенситные стали (DP). Хорошее сочетание прочности и пластичности этих сталей позволяет снижать вес транспортных средств, сохраняя при этом устойчивость к ударам. Микроструктура стали DP состоит из твердой мартенситной фазы, распределенной в мягкой ферритной матрице. Для получения неразъемных соединений сталей DP наиболее распространены методы сварки плавлением: газовая дуговая, контактная точечная и лазерная. Для получения качественных соединений требуются достаточно высокие тепловложения, которые вызывают проблемы, связанные с отпуском мартенситной фазы, приводящие, соответственно, к размягчению зоны термического влияния (ЗТВ). Образование размягченной ЗТВ, а также появление зоны жесткого сплавления ухудшают механические свойства сварного шва [18]. Это вынуждает создавать и использовать способы сварки с меньшим подводом тепла для соединения деталей из сталей типа DP. Одним из таких перспективных способов является сварка трением с перемешиванием (СТП) — метод сварки материалов в твердом состоянии.

В работе [19] СТП применялась к листам ферритно-мартенситной стали DP700 (0,076 % C; 1,04 Mn; Si; Ni; Cr; Cu) в среде аргона толщиной 2 мм при скоростях вращения инструмента WC-Co (диаметр заплечика 16 мм, диаметр наконечника 6 мм и длина 1,8 мм) 600, 800 и 1000 об/мин. СТП выполняли со скоростью подачи

50 мм/мин и углом наклона инструмента 3° . Увеличение скорости вращения приводит к укрупнению зерна в зоне перемешивания, а также к размягчению в докритической зоне термического воздействия. Обнаружено присутствие частиц WC в зоне перемешивания, вызванное износом инструмента. Образование мягкой ферритовой прослойки в сварном соединении снижает прочность шва на растяжение при скорости вращения 600 об/мин, в то время как размягчение ЗТВ было причиной снижения прочности и пластичности в условиях СТП с 800 и 1000 об/мин.

В дальнейших исследованиях [19] СТП стали DP700 при постоянной скорости вращения 800 об/мин и скорости подачи 50, 100 и 150 мм/мин обнаружено влияние разложения мартенсита на уменьшение твердости зоны сварного соединения. Уменьшение твердости на значения 28 ± 3 , $21 \pm 2,5$ и $15 \pm 3,2$ HV соответствовало скорости сварки 50, 100 и 150 мм/мин соответственно при твердости основного металла 275 ± 3 HV. При скорости 150 мм/мин прочность на разрыв сварного шва составляла 686 МПа, что соответствует 95 % прочности основного металла (723 МПа).

В работах [20, 21] соединения встык высокопрочной стали ДП700 получали СТП при постоянной частоте вращения инструмента 800 об/мин и угле наклона инструмента 3° , а скорость сварки варьировалась как 100, 150 и 200 мм/мин. Комбинация параметров, состоящая из скорости вращения инструмента 800 об/мин, скорости сварки 150 мм/мин и угла наклона инструмента 3° , обеспечила наилучшие результаты. Зона перемешивания имела среднюю микротвердость 395 HV, а основной металл — 275 ± 3 HV. Повышение микротвердости в зоне перемешивания обусловлено влиянием скорости охлаждения и измельчением зерна. При этой же комбинации параметров предел прочности соединения составил 687 МПа (сварное соединение имеет 91,7 % прочности основного металла).

3. Свариваемость легированных сталей. Для двухсторонней СТП пластин из углеродисто-марганцевой стали S355

(аналог низколегированной стали 17ГС и 17Г1С для сварных конструкций) толщиной 12 мм применяли вольфрам-рениевые инструменты с пином длиной 7,5 мм. Однако инструмент подвергался интенсивному изнашиванию. Твердость в зоне сварного шва выше, чем в основном материале [22].

При СТП закаленной и отпущенной углеродисто-марганцевой стали толщиной 6,4 мм износ инструментов из ПКНБ был очень низким, не поддававшимся количественной оценке. В зоне перемешивания сварного шва наблюдалась сильно измельченная зеренная структура как в аустенитных зернах, так и в продуктах превращения. Микротвердость в зоне сварного шва была примерно такой же, как и у основного металла. В ЗТВ наблюдалось снижение твердости с 550 до 350 HV. Прочность сварного шва на разрыв достигала ~70 % основного металла с разрушением в ЗТВ [23].

При СТП пластин стали IS 2062 (0,22 % C; 1,5 % Mn) среднее значение микротвердости в основном металле и зоне перемешивания составило 143 HV и 182 HV соответственно при нагрузке 200 г. Увеличение микротвердости зоны перемешивания обусловлено измельчением зерна и скоростью охлаждения [4]. Измельчение зерна помогло увеличить прочность соединения на растяжение.

При СТП инструментом из ПКНБ трубной стали X-65 (<0,28 % C; <1,75 % Mn) толщиной 6 мм прочность соединения на растяжение была эквивалентна прочности основного металла, причем разрушение происходило в основном металле, удаленном от сварного шва и ЗТВ. Ударная вязкость сварного шва превысила результаты основного металла при -50 , 0 и 20 °C [24]. При СТП высокопрочной низколегированной стали HSLA-65 (0,07...0,12 % C; Mn; Nb; Ti; V) использовали инструменты на основе вольфрама. Прочность сварных соединений листов толщиной 10 мм выше по сравнению с основным металлом, и они показали хорошие результаты при испытаниях на изгиб, а при толщине 6 мм не

прошли испытания на изгиб из-за образования поверхностных трещин. При испытаниях на ударный изгиб по Шарпи как при –29, так и при –40 °С ударная вязкость сварных соединений была ниже, чем у основного металла. Поверхность сварного шва имела небольшие дефекты из-за шероховатостей, возникающих при взаимодействии заплечика с поверхностью пластины. Коррозия в солевом тумане сварных швов не отличалась от основного металла [25].

В [26] для СТП пластин из стали HSLA-65 толщиной 6,4 и 12,7 мм использовали вольфрам-рениевые инструменты. Послесварочная деформация пластин толщиной 12,7 мм оказалась меньше, чем при сварке плавлением. Прочность на разрыв сварного шва была несколько меньше, чем у основного металла. Ударная вязкость сварных соединений была значительно ниже, чем у основного металла.

При СТП стали HSLA-65 инструментом из ПКНБ со скоростью до 200 мм/мин полученные сварные швы имеют превосходное качество [1]. Внешний вид поверхности отличный. Предел текучести и предел прочности сварных швов составляют 597 и 788 МПа соответственно по сравнению с 605 и 673 МПа в основном металле. Относительное удлинение и относительное сужение составляют 14,5 и 77 % для материала шва по сравнению с 18,7 и 81 % для основного металла. Стойкость инструмента оценивалась как превосходная.

В [27] СТП пластин закаленной и отпущенной стали 0,29С-Mn-Si-Mo-V толщиной 6,4 и 12,7 мм осуществляли инструментом из ПКНБ. Микротвердость зоны перемешивания примерно равна микротвердости основного металла. Значительное смягчение наблюдалось в ЗТВ. Прочность на разрыв сварных швов при СТП была ниже, чем у основного металла, но выше, чем у швов при электродуговой сварке плавлением. Ударная вязкость швов при СТП равна или выше, чем у основного металла.

Успешно проведена сварка трением с перемешиванием модифицированной стали

9Cr–1Mo–V–Nb и исследовано распределение микротвердости по сечению сварного шва. Зона сварного шва имела разный диапазон микротвердости от зоны термического влияния до зоны перемешивания из-за различного тепла, выделяемого в каждой зоне [4]. Сварной шов имеет пиковую микротвердость 503 HV_{0,5}. Образование свежего мартенсита привело к такой микротвердости. Относительно меньшая микротвердость обнаружена в закаленной области. За счет эффекта отпуска микротвердость составила 482 HV_{0,5}. Благодаря мартенситной субструктуре зона термического влияния имела микротвердость 417 HV_{0,5}.

Трубная хромистая сталь L-80 (0,15–0,22 % С; 12,0–14,0 % Cr; Mn; Ni; Cu), а также низколегированные стали X-80 (0,063 % С; 1,83 % Mn; Cr; Ni; Ti; Nb; V; Mo) и X-120 (0,041–0,36 % С; 1,93–1,96 % Mn; Mo; Ti; V) легко поддавались СТП инструментом из ПКНБ [28]. Для стали X-80 СТП осуществляли при 550 об/мин и 100 мм/мин с защитным газом аргоном. Микротвердость ЗТВ и зоны перемешивания была выше, чем у основного материала. Небольшая область на стороне движения зоны перемешивания имеет более высокую твердость, чем остальная часть сварного шва. Качественные соединения пластин из мартенситной нержавеющей стали AISI 410 (<0,15 % С; 11,5–13,5 % Cr; >0,75 % Ni; <1,0 % Mn; <1,0 Si) толщиной 3 мм были получены комбинированным методом СТП с использованием в качестве дополнительного индукционного источника нагрева. В качестве инструмента использовался карбид вольфрама (диаметр заплечика 25 мм, длина штифта 2,6 мм и диаметр штифта 5 мм, профиль штифта шестиугольный) [4]. Полученная прочность была близка к основному металлу и составила 462 МПа, а образец продемонстрировал гораздо более высокую скорость коррозии — 2,79757 мм/год, что лучше, чем скорость коррозии основного металла. Локальный индукционный нагрев способствует размягчению кромок свариваемых деталей, что облегчает

внедрение инструмента и его перемещение вдоль сварного шва, а также формированию более однородной мелкозернистой структуры сварного шва по сравнению с основным металлом [4].

Аустенитная нержавеющая сталь марки AISI 410 была успешно сварена инструментом из вольфрама с оксидом лантана. Изучено влияние угла наклона инструмента. При использовании угла наклона инструмента $1,5^\circ$ при сочетании параметров скорости вращения инструмента 600 об/мин, скорости сварки 45 мм/мин и осевой нагрузки 11 кН были достигнуты наилучшие результаты. Угол наклона инструмента способствовал пластификации сварного шва, в результате чего получалась однородная микроструктура по всему сварному шву [4]. Предел текучести сварного соединения составил 605 МПа, что соответствует 96 % прочности основного металла. Средняя достигнутая микротвердость в зоне перемешивания составила 230 ± 5 НВ, причем это значение микротвердости выше, чем в зоне термомеханического воздействия.

СТП нержавеющей стали типа 430 (улучшенного аналога стали 08X17Т) проводили инструментом из ПКНБ при 550 об/мин и скорости перемещения 80 мм/мин. Получали прочный шов с превосходным качеством поверхности. Зона сварного шва имела более высокую микротвердость, чем основной материал [1].

В [29, 30] исследована микроструктура пластин из нержавеющей стали, сваренных трением с перемешиванием. Обнаружено, что твердость зоны перемешивания (ЗП) выше из-за присутствия бейнитной структуры в ЗП. С другой стороны, наблюдали образование мелких зерен в ЗП и в термомеханически активной зоне (ТМАЗ) вследствие механического перемешивания и нагрева. В результате получается соединение с превосходной ударной прочностью.

4. Свариваемость хромоникелевых коррозионностойких сталей аустенитного класса. При сварке листов стали 301L толщиной 1,5 мм внахлестку во избежание образования складок на свободной поверхности

использовали инструмент небольшого диаметра (диаметр заплечика — 10 мм, пина — 3 мм). Инструмент малого диаметра требовал соответственно более высоких скоростей вращения для достижения температуры сварки. При визуальном осмотре шов оказался плотным и бездефектным. При испытаниях в среде солевого тумана в ЗТВ появилась небольшая коррозия. В щели между обшивкой и верхней поверхностью появилась значительная коррозия. Ожидается, что лучший контроль оплавления или механическое удаление оплавления после сварки улучшит коррозионные характеристики нахлесточного сварного шва [1].

При СТП нержавеющей стали 304L (аналог стали 03X18Н11) с помощью инструмента из вольфрамового сплава пиковые температуры в зоне сварки достигали $\sim 1200^\circ\text{C}$. Сварной шов был прочнее основного металла и обладал превосходной пластичностью, а удлинение до разрушения составляло более 50 %. Продольные остаточные напряжения близки к пределу текучести основного металла [31].

В [32] при СТП нержавеющей сталей 304L и AL-6XN ($<0,03\% \text{ C}$; $20,0\text{--}22,0\% \text{ Cr}$; $23,5\text{--}25,5\% \text{ Ni}$; Cu ; Mn) обнаружили весьма измельченную микроструктуру зоны перемешивания с неопознанной структурой темных полос в ЗП. Повышенная микротвердость и превосходная пластичность имели место в зоне сварного шва как для стали 304L, так и для AL-6XN. Последняя сочетает в себе высокую прочность и хорошую технологичность с отличной коррозионной стойкостью и устойчивостью к точечной коррозии для самых разных сред, обладает хорошей формуемостью и свариваемостью. Однако оказалось, что при СТП сложно получить прочные сварные швы AL-6XN, поскольку в них было обнаружено множество пор. После технологических усовершенствований СТП [33] были получены сварные швы с более высоким пределом текучести (700 МПа по сравнению с 430) и пределом прочности (930 МПа по сравнению с 780), но с меньшей пластичностью

(относительное сужение 50–60 % по сравнению с 75 %, относительное удлинение 28 % по сравнению с 46 %). Относительное удлинение для основного металла 30 %.

В [34] при СТП пластин стали 304 обнаружили полосчатую структуру, аналогичную той, которую выявили Рейнольдс и др. Темные полосы представляли собой узкие области ультрамелких зерен. Выступающая сторона зоны перемешивания содержит мелкие сигма-частицы, а также еще более мелкие выделения карбидов.

При СТП пластин стали 304L толщиной 6 мм инструментом из ПКНБ скорость шпинделя составляла 400 об/мин, скорость перемещения 75 мм/мин. Различные параметры приводили к самым разнообразным микроструктурам. При некоторых условиях в зоне перемешивания присутствует сигма-фаза. Предел текучести, предел прочности и пластичность сварного шва и основного металла были практически одинаковыми. Срок службы инструмента превысил 30 м. Износ инструмента при СТП аустенитных нержавеющей сталей выше, чем в ферритных сплавах, возможно, из-за химического взаимодействия между инструментом и материалом сварного шва [1].

Изменения параметров СТП влияют на количество и расположение выделений сигма-фазы [1]. Применение инструментов с выпуклым заплечиком и ступенчатой спиралью показали резкое уменьшение и даже исключение образования сигма-фазы в стали 304L.

В [31] СТП стали 304L проводили при постоянной скорости подачи и двух разных скоростях вращения. Размер зерен соединения был меньше, чем у основного металла, наблюдались узкополосные зерна в зоне перемешивания для обеих скоростей вращения. Получали соединение с более высокой пластичностью, чем при сварке плавлением.

Нержавеющую сталь AISI 304L толщиной 3,4 мм сваривали инструментом из вольфрамового сплава с вогнутым профилем уступа (диаметр уплечика 10,2 мм) и цилиндрическим профилем штифта (длина

штифта 2,3 мм) [35–37]. Результат показывает, что достигнутый КПД соединения находится в диапазоне от 80 до 98 %, а предел прочности на разрыв близок к основному металлу. После успешной сварки на кончике штифта и кромке заплечика обнаруживается износ инструмента; эти виды износа в основном случаются с инструментами из вольфрамовых сплавов из-за их неспособности выдерживать большие осевые силы при сварке.

При СТП стали 316L инструментом из ПКНБ получали прочные сварные швы с хорошим внешним видом поверхности. Пределы прочности и текучести сварного шва были практически такими же, как у основного металла. Пластичность полученных сварных швов отличная [38].

Нержавеющая сталь AISI 316L была успешно сварена методом FSW (СТП), и в зоне перемешивания была обнаружена почти мелкозернистая структура. Такая же структура зерен была видна в процессе горячей обработки нержавеющей сталей AISI 316L, и это связано с низкой энергией дефектов упаковки аустенитных сталей [4, 39, 40]. Результаты показали, что сварное изделие имело более высокую скорость деформации, чем критическая скорость деформации основного металла из-за плотности смещения по границам зерен и свободных от напряжений зародышевых зерен.

В [4, 41] для получения соединения нержавеющей стали AISI 316L сварку трением с перемешиванием проводили при трех различных углах наклона инструмента. Угол наклона инструмента существенно влияет на формирование микроструктуры и течение материала в зоне сварного шва. При угле наклона инструмента 3° была достигнута температура 865 °С, достаточная для получения прочного соединения нержавеющей стали AISI 316L. Образовавшаяся зона термического влияния была значительно меньше. Кроме того, была достигнута мелкозернистая структура. При угле наклона 0° развивалась температура 968 °С, а увеличение

тепловложения приводило к увеличению зоны термического влияния и некоторой крупнозернистой структуре в зоне перемешивания. При угле наклона инструмента более 3° инструмент не может производить достаточно тепла, что приводит к плохой прочности соединения [4, 42].

Супераустенитную нержавеющую сталь NSSC 270 (20Cr–22Ni–6Mo–Cu) толщиной 6 мм сваривали с помощью инструмента «выпуклый закрученный уступ + ступенчатый спиральный штифт» при скорости вращения инструмента 400 и 800 об/мин [4, 43–45]. При 400 об/мин прочность и пластичность соединения были аналогичны основному металлу, а при 800 об/мин образовывалось больше интерметаллических фаз, что приводило к снижению прочности соединения.

В работе [46] проверили возможность заполнения «замочной скважины» в конце сварного шва при СТП нержавеющей стали 316L с использованием расходного инструмента из прутка стали 316L. В ЗП получается мелкозернистая микроструктура. Хотя на нижней поверхности замочной скважины наблюдаются пустотные дефекты.

СТП нержавеющей стали SAF 2507 (UNS S32750), ($\leq 0,03\% \text{ C}$; $\leq 1,0\% \text{ Si}$; $\leq 2,0\% \text{ Mn}$; $24,0\text{--}26,0\% \text{ Cr}$; $3,0\text{--}4,52\% \text{ Mo}$; $6,0\text{--}8,0\% \text{ Ni}$; $0,14\text{--}0,35\% \text{ N}$) проводили с помощью инструмента ПКНБ с диаметром заплечика 25 мм [47]. Параметры СТП 450 об/мин и 60 мм/мин при угле наклона $3,5^\circ$ обеспечивали получение надежных сварных швов с превосходным качеством поверхности, микроструктура которых была мелкозернистой (в среднем 4 мкм в зоне перемешивания) и равноосной. Содержание феррита варьировалось от 40 до 50 % в зоне сварного шва по сравнению с 45 % в основном металле. Критическая температура питтинговой коррозии для швов СТП составляла 65°C по сравнению с $40\text{--}55^\circ\text{C}$ для типичных процессов дуговой сварки. Предел текучести и предел прочности сварных швов составлял 846 и 1045 МПа, которые были выше, чем у основного металла (705 и 886 МПа). Поперечное удлинение сварного шва составило

18 % по сравнению с удлинением основного металла 30 %.

Супердуплексную нержавеющую сталь марки SAF 2507 толщиной 1,5 мм сваривали встык инструментом PCBN с вогнутым уступом (диаметром 25 мм) и коническим штифтом (длиной 3,8 мм) [4, 48–5]. Результаты показывают, что соединение обладает той же прочностью, что и основной металл, а образец разрушен на отступающей стороне вблизи зоны термомеханического воздействия и отступающей стороны [51].

Инструменты из ПКНБ прошли многочисленные испытания при сварке трением с перемешиванием различных марок сталей (табл. 1).

5. Свариваемость разнородных сталей. Способы сварки плавлением обладают весьма ограниченными возможностями в получении соединений разнородных сталей и оказывают сильное термическое влияние на их формирование. Несовместимость сталей может привести к растрескиванию при затвердевании, водородному растрескиванию, образованию хрупких соединений и повышенных остаточных напряжений по сравнению с аналогичными металлическими сварными швами. В ряде исследований изучалась микроструктура сварных швов разнородных сталей [52–70], в том числе конструкционных сталей, таких как St37–St44 и St37–St52 [53, 54, 71]. Ни в одной из этих комбинаций не наблюдалось четко выраженной ТМЗ, а характерные луковичные кольца наблюдались только в ЗП соединений St37–St44, поскольку они имеют схожую микроструктуру. Кроме того, микроструктура ЗП соединений St37–St52 включала сложные структуры, такие как видманштеттова структура, ферритно-карбидные смеси и зернограничный феррит. Однако в ЗП преобладает видманштеттова структура, обусловленная сравнительно низкой скоростью охлаждения зоны сварки. Кроме того, в корневой области ЗП наблюдаются очень мелкие равноосные зерна (размер зерен ~ 1 мкм) [53].

МАШИНОСТРОЕНИЕ

Таблица 1

Механические свойства и режимы сварки сталей трением с перемешиванием инструментами из ПКНБ (N — частота вращения, V — скорость сварки)

Марка стали	Предел текучести, МПа (сварной шов/основной металл)	Предел прочности, МПа (сварной шов/основной металл)	N об/мин / V мм/мин
A-36	-	-	600/150
Закалённая и отпущенная C–Mn сталь	1040/1400	1230/1710	545/130
DH-36	-	-	500/200
HSLA-65	597/605	88/673	500/200
L-80			550/100
X-80			550/100
X-120			550/100
Двухфазная сталь Dual Ten 590	496/340	710/590	450/240
304L	51/55	95/98	400/75
316L	434/338	641/674	550/80
AL-6XN	-	-	350/25
301L	-	-	600/300
430	-	-	550/80
Супердвухфазная сталь 2507	762/705	845/886	450/60
201	193/103	448/406	1000/100
600	374/263	719/631	450/56
718	668/1172	986/1392	500/50

В ряде работ изучалось соединение конструкционных сталей с нержавеющей сталью [52, 55–62]. К ним относятся соединение аустенитной нержавеющей стали AISI типа 304 и стали St37 [55, 56], сварка дуплексной нержавеющей стали 2205 (DSS) и конструкционной стали S275 с низким содержанием C–Mn [57], а также сварка нержавеющей стали AISI 316 и стали с низким содержанием C [58]. Обычно зоны ЗТВ, ЗТМВ и ЗП видны с обеих сторон соединений, при этом в центре сварных швов имеются чередующиеся полосы обоих материалов, хотя на стороне аустенитной стали четкой ЗТВ не наблюдается. В случае разнородных соединений дуплексной нержавеющей стали DSS и конструкционной стали S275 (аналог стали Ст4сп) мелкозернистая равноосная структура в ЗП обусловлена протеканием динамической рекристаллизации в ферритной и аустенитной фазах. Постоянная динамическая рекристаллизация в

ферритной фазе сталей DSS и S275 и прерывистая динамическая рекристаллизация в аустените стали S275 являются основными механизмами формирования зеренной структуры [52]. Процесс перемешивания приводит к образованию сложных взаимосвязанных особенностей структуры в середине ЗП. Поскольку температура в центре ЗП находится между A_{c1} и A_{c3} , это приводит к незначительному фазовому превращению феррита в аустенит в стали S275 и отсутствию изменения относительного содержания феррита и аустенита в стали ДСС [52].

При СТП аустенитной нержавеющей стали типа 304 и конструкционной стали St37 ЗП имеет смешанную микроструктуру, содержащую различные типы феррита с колониями феррита и цементита, что указывает на то, что в ЗП нержавеющей стали 304 происходит динамическая рекристаллизация и фазовое превращение в стали St37 [55, 56]. Более того, СТП

аустенитной нержавеющей стали 304 с конструкционной низкоуглеродистой сталью Q235 приводит к измельчению зерна в ЗП и ЗТМВ на стороне стали 304 [59]. В ЗП на стороне стали Q235 образуются игольчатые феррит и перлит, а также некоторые продукты превращений, такие как мартенсит и видманштеттова структура, что связано с максимальной температурой, превышающей Ас₃. Также наблюдается уменьшение количества игольчатого феррита в ЗТМВ. Наконец, ЗТВ на стороне конструкционной стали демонстрирует частично и полностью измельченные микроструктуры, подобные тем, которые возникают в процессах сварки плавлением. Кроме того, в ЗП образуются сжимающие остаточные напряжения из-за разницы в коэффициенте расширения двух сталей.

Стыковая сварка трением с перемешиванием конструкционной стали и ферритной нержавеющей стали демонстрирует характерную структуру луковичных колец, состоящую из чередующихся полос обеих сталей [60]. В соединении не наблюдается отчетливой ЗТМВ, а в микроструктуре ЗП на стороне конструкционной стали присутствуют мелкие зерна феррита, перлита и мартенсита, что указывает на то, что пиковая температура превышает Ас₃ во время FSW. Методом СТП получали соединения аустенитной нержавеющей стали UNS S31603 (<0,04 % C; <1,0 % Si; <2,0 % Mn; 16,0–18,0 % Cr; 2,0–3,0 % Mo; 10,0–14,0 % Ni) с супердуплексной нержавеющей сталью UNS S32750 (X2CrNiMoN25-7-4) при размещении со стороны набегания супердуплексной стали более высокой прочности [63]. ЗТВ нечеткая, тогда как ЗП, ЗТМВ и зона основного материала (ОМ) четко выражены, без биметаллических вихрей в ЗП и с четко выраженной границей раздела между обоими материалами. Прочные соединения между оксидно-дисперсионно-упрочненной оксидами сталью (ODS) и мартенситной сталью F82H (0,08–0,12 % C; 7,5–8,5 % Cr; 1,8–2,2 % W; V; Ta; Mn; Si;

N; В) получали СТП с установкой пластины ODS со стороны набегания и погружением пина в пластину F82H [64]. При СТП в ODS протекает непрерывная динамическая рекристаллизация, а в стали F82H происходит фазовое превращение [72].

Выводы:

1. Сварка сталей трением с перемешиванием позволяет избежать нежелательных фазовых превращений в сварных соединениях по сравнению со сваркой плавлением и получать швы с уменьшенной зоной термического влияния и более высокими механическими и коррозионностойкими свойствами.

2. К инструменту для сварки сталей трением с перемешиванием предъявляются значительно более высокие требования по сравнению со сваркой алюминиевых сплавов. Инструмент для сварки сталей должен обладать комплексом более высоких требований: механической прочностью и ударной вязкостью, высокими теплостойкостью и износостойкостью, достаточной теплопроводностью, низкой физико-химической активностью по отношению к соединяемым сталям и др.

3. Оборудование для сварки сталей трением с перемешиванием должно быть более жестким по сравнению со сваркой сплавов алюминия, оснащено более прецизионными шпинделями и системами охлаждения.

4. Для проектирования оптимальных сварных конструкций из конструкционных сталей, ориентированных на изготовление методами сварки трением с перемешиванием, необходима разработка соответствующих методических рекомендаций, в том числе по проектированию сварных соединений.

5. Перспективным направлением НИОКР по сварке стальных конструкций являются поиск, разработка и исследование комбинированных способов сварки трением с перемешиванием с дополнительными источниками активирования зоны формирования сварных швов.

Список источников

1. Sorensen C. D., Nelson T. W. *Friction Stir Welding of Ferrous and Nickel Alloys // Friction Stir Welding and Processing (05112G)*. USA, Ohio : ASM International, 2007. Chapter 6. P. 111–121.
2. Verma S. Misra J. P. *A Critical Review of Friction Stir Welding Process // DAAAM International Scientific Book*. Vienna, Austria : DAAAM International, 2015. Chapter 22. P. 249–266. DOI: 10.2507/daaam.scibook.2015.22.
3. *Friction stir welding/processing of metals and alloys: A comprehensive review on microstructural evolution / A. Heidarzadeh [et. al.] // Progress in Materials Science*. 2020. Vol. 117 (100752). 68 p. EDN ZYMTSH. DOI: 10.1016/j.pmatsci.2020.100752
4. Mohan D. G., Wu C. *A Review on Friction Stir Welding of Steels // Chinese Journal of Mechanical Engineering*. 2021. Vol. 34. Article number: 137. 29 p. DOI: 10.1186/s10033-021-00655-3
5. Padhy G. K., Wu C. S., Gao S. *Friction stir based welding and processing technologies — processes, parameters, microstructures and applications: A review // Journal of Materials Science & Technology*. 2018. Vol. 34 (1). P. 1–38. DOI: 10.1016/j.jmst.2017.11.029
6. Biswas P., Mandal N. R. *A study on laser assisted friction stir welding of C–Mn steel plates // Advances in Marine Structures — Proceedings of the 3rd International Conference on Marine Structures MARSTRUCT 2011*. 2011. P. 539–548.
7. *Effect of heat-input on pitting corrosion behavior of friction stir welded high nitrogen stainless steel / H. Zhang [et al.] // Journal of Materials Science & Technology*. 2019. № 35 (7). P. 1278–1283. DOI: 10.1016/j.jmst.2019.01.011
8. Fujii F., Chung Y. D., Sun Y. F. *Friction stir welding of AISI 1080 steel using liquid CO₂ for enhanced toughness and ductility // Science and Technology of Welding and Joining*. 2013. № 18 (6). P. 500–506. DOI: 10.1179/1362171813Y.0000000128
9. *Galvanic and asymmetry effects on the local electrochemical behavior of the 2098-T351 alloy welded by friction stir welding / M. X. Milagre [et al.] // Journal of Materials Science & Technology*. 2020. № 45. P. 162–175. DOI: 10.1016/j.jmst.2019.11.016
10. Wang X., Morisada Y., Fujii H. *Flat friction stir spot welding of low carbon steel by double side adjustable tools // Journal of Materials Science & Technology*. 2021. № 66. P. 1–9.
11. *Friction Stir Weld Evaluation of DH-36 and Stainless Steel Weldments / M. Posada [et al.] // Friction Stir Welding and Processing, TMS*. 2001. P. 159–171.
12. *Friction Stir Welding of DH-36 Steel [Electronic resource] / T. J. Lienert, W. Tang, J. A. Hogeboom, L. G. Kvidahl / Proceedings of the Fourth International Symposium on Friction Stir Welding, May 14–16, 2003 (Park City, UT), TWI*. Paper on CD.
13. *Friction stir welding of ultrafine grained plain low-carbon steel formed by the martensite process / R. Ueji [et al.] // Materials Science and Engineering: A*. 2006. Vol. 423. Iss. 1–2. P. 324–330. DOI: 10.1016/j.msea.2006.02.038
14. *Friction Stir Welding Studies on Mild Steel / T. J. Lienert, W. L. Stellwag Jr., B. B. Grimmer, R. W. Warke // Welding Journal*. 2003. № 82 (1). P. 1-s–9-s.
15. Kulekci M. K., Esmé U., Buldum B. *Critical analysis of friction stir-based manufacturing processes // International Journal of Advanced Manufacturing Technology*. 2016. № 85 (5–8). P. 1687–1712.
16. Arbogast W. J. *Using process forces as a statistical process control tool for friction stir welds // Proceedings of the Friction Stir Welding and Processing III, TMS Annual Meeting, San Francisco, CA, USA*. 2005. P. 193–204.
17. *Effect of friction stir welding speed on the microstructure and mechanical properties of a duplex stainless steel // T. Saeid, A. Abdollah-zadeh, H. Assadi, F. MalekGhaini // Materials Science and Engineering*. 2008. № 496. P. 262–268.
18. *Microstructure and mechanical properties of friction stir welded ferrite-martensite DP700 steel / M. Mahmoudiniya, A.-H. Kokabi, S. Kheirandish, L. A. I. Kestens // Materials Science and Engineering: A*. 2018. Vol. 737. P. 213–222.
19. *Study of Microstructure and mechanical properties of friction stir welded ferrite-martensite DP700 steel / M. Mahmoudiniya, L. A. I. Kestens, S. Kheirandish, A.-H. Kokabi // Advanced Materials Letters*. 2019. № 10 (7). P. 515–518.

20. Ahmad B., Galloway A., Toumpis A. Numerical optimization of laser assisted friction stir welding of structural steel // *Science and Technology of Welding and Joining*. 2019. № 24 (6). P. 548–558.
21. Analysis of high-power diode laser heating effects on HY-80 steel for laser assisted friction stir welding applications / M. Wiechec [et al.] // *World Journal of Engineering and Technology*. 2017. № 5 (1). P. 97–112. DOI: 10.4236/wjet.2017.51009
22. Johnson R., dos Santos J., Magnasco M. Mechanical Properties of Friction Stir Welded S355 C–Mn Steel Plates [Electronic resource] // *Proceedings of the Fourth International Symposium on Friction Stir Welding, (Park City, UT), TWI, 2003. Paper on CD*.
23. Friction Stir Welding of Quenched and Tempered C–Mn Steel / C. J. Sterling [et al.] // *Friction Stir Welding and Processing II, TMS*. 2003. P. 165–171.
24. Friction Stir Welding of API Grade 65 Steel Pipes / Z. Feng, R. Steel, S. Packer, S. A. David // *ASME 2009 Pressure Vessels and Piping Conference. Paper No: PVP2009-77248*. P. 775–779. DOI: 10.1115/PVP2009-77248
25. Friction Stir Welding of HSLA-65 Steel for Shipbuilding / P. J. Konkol, J. A. Mathers, R. Johnson, J. R. Pickens // *Journal of Ship Production*. 2003. Vol. 19. Iss. 3. P. 159–164. DOI: 10.5957/jsp.2003.19.3.159
26. Evaluation of Friction Stir Welded HSLA-65 [Electronic resource] / M. Posada [et al.] // *Proceedings of the Fourth International Symposium on Friction Stir Welding, (Park City, UT), TWI, May 14–16, 2003. Paper on CD*.
27. P. Konkol. Characterization of Friction Stir Weldments in 500 Brinell Hardness Quenched and Tempered Steel [Electronic resource] // *Proceedings of the Fourth International Symposium on Friction Stir Welding, (Park City, UT), TWI, May 14–16, 2003. Paper on CD*.
28. A Microstructural Study of Friction Stir Welded Joints of Carbon Steels / A. Ozekcin [et al.] // *ISOPE (Toulon, France), International Society of Offshore and Polar Engineers*. 2004. P. 284–288.
29. Microstructural evolution in friction stir welding of high-strength line pipe steel / H. Cho [et al.] // *Materials & Design*. 2012. № 34. P. 258–267.
30. Microstructure and mechanical properties of friction stir welded 18cr–2mo ferritic stainless steel thick plate / J. Han [et al.] // *Materials & Design*. 2014. № 63. P. 238–246. DOI: 10.1016/j.matdes.2014.05.070
31. Structure, Properties, and Residual Stress of 304L Stainless Steel Friction Stir Welds / A. P. Reynolds, W. Tang, T. Gnaupel-Herold, H. Prask // *Scr. Mater*. 2003. Vol. 48. Iss. 9. P. 1289–1294.
32. FSW of Austenitic Stainless Steels [Electronic resource] / A. P. Reynolds [et al.] // *Proceedings of the Third International Symposium on Friction Stir Welding, (Kobe, Japan), TWI*. 2001. Paper on CD.
33. Mechanical Property and Microstructural Evaluation of Friction Stir Welded AL-6XN / M. Posada, J. DeLoach, A. P. Reynolds, J. P. Halpin // *Trends in Welding Research, Proceedings of the Sixth International Conference, April 15–19, (Pine Mountain, GA), ASM International*. 2002. P. 307–311.
34. Rapid Formation of the Sigma Phase in 304 Stainless Steel during Friction Stir Welding / S. H. C. Park [et al.] // *Scr. Mater*. 2003. Vol. 49. Iss. 12. P. 1175–1180.
35. Characterization of mechanical properties, fatigue-crack propagation, and residual stresses in a microalloyed pipeline-steel friction-stir weld / J. W. Sowards [et al.] // *Materials & Design*. 2015. № 88. P. 632–642.
36. Kim Y. G., Kim J. S., Kim I. J. Effect of process parameters on optimum welding condition of DP590 steel by friction stir welding // *Journal of Mechanical Science and Technology*. 2014. № 28 (12). P. 5143–5148.
37. Chiteka K. Friction stir welding of steels: A review paper // *IOSR Journal of Mechanical and Civil Engineering*. 2013. № 9 (3). P. 16–20.
38. Metallurgical and Mechanical Properties of Friction Stir Welded Stainless Steels [Electronic resource] / K. Okamoto [et al.] // *Proceedings of the Fourth International Symposium on Friction Stir Welding, May 14–16, (Park City, UT), TWI*. 2003. Paper on CD.
39. Shashi Kumar S., Murugan N., Ramachandran K. K. Identifying the optimal FSW process parameters for maximizing the tensile strength of friction stir welded AISI 316L butt joints // *Measurement: Journal of the International Measurement Confederation*. 2019. № 137. P. 257–271.

40. Kumar S. S., Murugan N., Ramachandran K. K. Effect of tool tilt angle on weld joint properties of friction stir welded AISI 316L stainless steel sheets // *Measurement*. 2020. № 150, (107083). DOI: 10.1016/j.measurement.2019.107083
41. Mishra R. S., Ma Z. Y. Friction stir welding and processing // *Materials Science and Engineering R: Reports*. 2005. № 50 (1–2). P. 1–78.
42. Imam M., Sun Y., Fujii H. Interface controlled plastic flow using accelerated cooling in friction stir welding of pure iron // *National Meetings of JWS*, June 30. 2017. № 100. P. 162–163.
43. Nelson T. W., Rose S. A. Controlling hard zone formation in friction stir processed HSLA steel // *Journal of Materials Processing Technology*. 2016. № 231. P. 66–74.
44. Review: Friction stir welding tools / R. Rai [et al.] // *Science and Technology of Welding and Joining*. 2011. № 16 (4). P. 325–342.
45. Microstructural analysis of friction stir welded ferritic stainless steel / H. H. Cho [et al.] // *Materials Science and Engineering A*. 2011. № 528 (6). P. 2889–2894.
46. Interface behavior and mechanical properties of 316L stainless steel filling friction stir welded joints / L. Zhou, W. L. Zhou, Y. X. Huang, J. C. Feng // *Int. J. of Adv. Manuf. Technol.* 2015. № 81. P. 577–583.
47. Friction Stir Welding of SAF 2507 (UNS S32750) Super Duplex Stainless Steel / R. J. Steel [et al.] // *Paper PO346, Proceedings of Stainless Steel World*. KCI Publishing, 2004. № 16. P. 27–31.
48. Gradient characteristics and strength matching in friction stir welded joints of Fe–18Cr–16Mn–2Mo–0.85N austenitic stainless steel / D. Du [et al.] // *Materials Science and Engineering A*. 2014. № 616. P. 246–251.
49. Friction stir processing of A-286 stainless steel: Microstructural evolution during wear / O. O. Timubu [et al.] // *Wear*. 2016. № 356–357. P. 94–100.
50. Structural response of superaustenitic stainless steel to friction stir welding / S. Mironov [et al.] // *Acta Materialia*. 2011. № 59 (14). P. 5472–5481.
51. Microstructural evolution in friction stir welding of high-strength linepipe steel / H. H. Cho [et al.] // *Materials and Design*. 2012. № 34. P. 258–267.
52. Evolution of microstructure and crystallographic texture during dissimilar friction stir welding of duplex stainless steel to low carbon-manganese structural steel / S. Rahimi, T. N. Konkova, I. Violatos, T. N. Baker // *Metall Mater Trans A*. 2019. № 50. P. 664–687. DOI: 10.1007/s11661-018-5023-3
53. Investigation of microstructure and mechanical properties of friction stir welded dissimilar St37/St52 joints / G. İpekoğlu [et al.] // *Mater. Res. Express*. 2019. № 6 : 046537. 7 p. DOI: 10.1088/2053-1591/aafb9f
54. Mechanical properties of friction stir welded St 37 and St 44 steel joints / T. Küçükömeroğlu, S. M. Aktarer, G. İpekoğlu, G. Çam // *Mater. Test*. 2018. № 60. P. 1163–1170. DOI: 10.3139/120.111266
55. Microstructural characterization in dissimilar friction stir welding between 304 stainless steel and st37 steel / M. Jafarzagdegan // *Mater. Charact.* 2012. № 74. P. 28–41.
56. Microstructure and mechanical properties of a dissimilar friction stir weld between austenitic stainless steel and low carbon steel / M. Jafarzagdegan [et al.] // *J. Mater. Sci. Technol.* 2013. № 29 (4). P. 367–672.
57. Dissimilar friction stir welding of duplex stainless steel to low alloy structural steel / B. P. Logan, [et al.] // *Sci Technol Weld Joining*. 2016. № 21. P. 27–35. DOI: 10.1179/1362171815Y.0000000063
58. Dissimilar Friction Stir Welding of Carbon Steel and Stainless Steel: Some Observation on Microstructural Evolution and Stress Corrosion Cracking Performance / M. J. B. Matlan [et al.] // *Trans Indian Inst Met*. 2018. № 71 (4). P. 2553–2564.
59. Microstructure and mechanical properties of dissimilar friction stir welded type 304 austenitic stainless steel to Q235 low carbon steel / H. Wang [et al.] // *Mater. Charact.* 2019. № 155 : 109803. DOI: 10.1016/j.matchar.2019.109803
60. Sharma G., Dwivedi D. K. Study on microstructure and mechanical properties of dissimilar steel joint developed using friction stir welding // *Int. J. Adv. Manuf. Technol.* 2017. № 88. P. 1299–1307.
61. The metallurgical bonding and high temperature tensile behaviors of 9Cr-1W steel and 316L steel dissimilar joint by friction stir welding / B. He [et al.] // *J. Manuf. Processes*. 2019. № 44. P. 241–251.

62. Interface microstructure evolution of dissimilar friction stir butt welded F82H steel and SUS304 / Y. D. Chung, H. Fujii, Y. Sun, H. Tanigawa // *Mater. Sci. Eng. A*. 2011. № 528. P. 5812–5821.
63. Dissimilar friction stir welding between UNS S31603 austenitic stainless steel and UNS S32750 superduplex stainless steel / M. C. Theodoro, V. F. Pereira, P. R. Mei, A. J. Ramirez // *Metall. Mater. Trans. B*. 2015. № 46 (3). P. 1440–1447. DOI: 10.1007/s11663-015-0302-5
64. Influence of friction stir welding conditions on joinability of oxide dispersion strengthened steel/F82H ferritic/martensitic steel joint / H. Serizawa [et al.] // *Nucl. Mater. Energy*. 2016. № 9. P. 367–371.
65. Microstructure and properties of CLAM/316L steel friction stir welded joints / W. Tang, X. Yang, S. Li, H. Li // *J. Mater. Process Technol.* 2019. № 271. P. 189–201.
66. Mechanical properties and microstructure of dissimilar friction stir welds of 11Cr–Ferritic/Martensitic steel to 316 stainless steel / Y. S. Sato // *Metall. Mater. Trans. A*. 2015. № 46. P. 5789–5800.
67. Microstructure and mechanical properties of friction stir spot-welded IF/DP dissimilar steel joints / R. Sarkar, S. Sengupta, T. K. Pal, M. Shome // *Metall. Mater. Trans. A*. 2015. № 46 P. 5182–5200.
68. Derazkola H. A., Khodabakhshi F., Simchi A. Evaluation of a polymer-steel laminated sheet composite structure produced by friction stir additive manufacturing (FSAM) technology // *Polym. Test*. 2020. № 90 (6). 106690. 9 p. DOI: 10.1016/j.polymertesting.2020.106690
69. Microstructure and mechanical properties of dissimilar friction stir welds in austenitic-duplex stainless steels / W. Wang, Y. Hu, M. Zhang, H. Zhao // *Mater. Sci. Eng. A*. 2020. № 787 (3). 139499. DOI: 10.1016/j.msea.2020.139499
70. Friction stir lap welding of stainless steel and plain carbon steel to enhance corrosion properties / G. R. Argade, S. Shukla, K. Liu, R. S. Mishra // *J. Mater. Process Technol.* 2018. № 259. P. 259–269.
71. Simulation and experimental study of underwater dissimilar friction-stir welding between aluminium and steel / A. Eyvazian [et al.] // *J. Mater. Res. Technol.* 2020. № 9. P. 3767–3781.
72. Modifications of grain-boundary structure by friction stir welding in the joint of nano-structured oxide dispersion strengthened ferritic steel and reduced activation martensitic steel / W. Han [et al.] // *Scr. Mater.* 2015. № 105. P. 2–5. DOI: 10.1016/j.scriptamat.2015.04.012

© Харламов Ю. А., Денисова Н. А., Петров П. А., Орлов А. А.

Рекомендована к печати д.т.н., проф. каф. ММК ДонГТУ Вишневским Д. А., д.т.н., проф., зав. каф. ТМиИК ЛГУ им. В. Даля Витренко В. А.

Статья поступила в редакцию 20.03.2024.

СВЕДЕНИЯ ОБ АВТОРАХ

Харламов Юрий Александрович, д-р техн. наук, профессор каф. машин металлургического комплекса Донбасский государственный технический университет, г. Алчевск, Луганская Народная Республика, Россия, e-mail: yuriy.kharlamov@gmail.com

Денисова Наталья Анатольевна, канд. техн. наук, заведующий каф. машин металлургического комплекса Донбасский государственный технический университет, г. Алчевск, Луганская Народная Республика, Россия, e-mail: Natdenyu@yandex.ru

Петров Павел Александрович, канд. техн. наук, доцент каф. машин металлургического комплекса Донбасский государственный технический университет, г. Алчевск, Луганская Народная Республика, Россия, e-mail: pavelpetrov@list.ru

Орлов Андрей Андреевич, ассистент каф. машин металлургического комплекса
Донбасский государственный технический университет,
г. Алчевск, Луганская Народная Республика, Россия,
e-mail: orlov.orlov-andrey193@yandex.ru

***Kharlamov Yu. A., Denisova N. A., Petrov P. A., Orlov A. A.** (Donbass State Technical University, Alchevsk, Lugansk People's Republic, Russia, *e-mail: yuriy.kharlamov@gmail.com)

ENSURING MANUFACTURABILITY OF STRUCTURES DURING FRICTION STIR WELDING AT THE MATERIALS SELECTION STAGE. PART 3: WELDABILITY OF STRUCTURAL STEELS

The need to develop and research friction stir welding technologies for structural steels is highlighted.

The features of friction stir welding the structural steels, as well as the main technological and constructive factors affecting the microstructure formation of the resulting welded joints and technological weldability of steels are considered. The characteristics of technological weldability of the main types of structural steels are described: carbon steels, two-phase high-strength steels, alloy steels, chromium-nickel corrosion-resistant austenitic steels, dissimilar steels.

Friction stir welding of steels allows to avoid undesirable phase transformations in welded joints in comparison with fusion welding, to obtain welds with a reduced heat-affected zone and higher mechanical and corrosion resistance properties. The tool requirements for friction stir welding of steels are higher than those for welding aluminium alloys. Tools for welding steels should have a number of higher requirements: mechanical strength and notch toughness, high heat and wear resistance, sufficient thermal conductivity, low physical and chemical activity in relation to steels to be joined, etc. Friction stir welding equipment for steels should be more rigid than for aluminium alloys, with precision spindles and cooling systems.

Key words: friction stir welding, steel weldability, microstructure of metal, tool, microhardness.

References

1. Sorensen C. D., Nelson T. W. *Friction Stir Welding of Ferrous and Nickel Alloys. Friction Stir Welding and Processing (05112G)*. USA. Ohio : ASM International. 2007. Chapter 6. Pp. 111–121.
2. Verma S., Misra J. P. *A Critical Review of Friction Stir Welding Process. DAAAM International Scientific Book*. Vienna, Austria : DAAAM International. 2015. Chapter 22. Pp. 249–266. DOI: 10.2507/daaam.scibook.2015.22
3. Heidarzadeh A. [et al.]. *Friction stir welding/processing of metals and alloys: A comprehensive review on microstructural evolution. Progress in Materials Science*. 2020. Vol. 117 (100752). 68 p. EDN ZYMTSH. DOI: 10.1016/j.pmatsci.2020.100752
4. Mohan D. G., Wu C. *A Review on Friction Stir Welding of Steels. Chinese Journal of Mechanical Engineering*. 2021. Vol. 34. Article number: 137. 29 p. DOI: 10.1186/s10033-021-00655-3
5. Padhy G. K., Wu C. S., Gao S. *Friction stir based welding and processing technologies — processes, parameters, microstructures and applications: A review. Journal of Materials Science & Technology*. 2018. Vol. 34 (1). Pp. 1–38. DOI: 10.1016/j.jmst.2017.11.029
6. Biswas P., Mandal N. R. *A study on laser assisted friction stir welding of C–Mn steel plates. Advances in Marine Structures — Proceedings of the 3rd International Conference on Marine Structures MARSTRUCT 2011*. 2011. Pp. 539–548.
7. Zhang H. [et al.]. *Effect of heat-input on pitting corrosion behavior of friction stir welded high nitrogen stainless steel. Journal of Materials Science & Technology*. 2019. No. 35 (7). Pp. 1278–1283. DOI: 10.1016/j.jmst.2019.01.011
8. Fujii F., Chung Y. D., Sun Y. F. *Friction stir welding of AISI 1080 steel using liquid CO₂ for enhanced toughness and ductility. Science and Technology of Welding and Joining*. 2013. No. 18 (6). Pp. 500–506. DOI: 10.1179/1362171813Y.0000000128
9. Milagre M. X. [et al.]. *Galvanic and asymmetry effects on the local electrochemical behavior of the 2098-T351 alloy welded by friction stir welding. Journal of Materials Science & Technology*. 2020. No. 45. Pp. 162–175. DOI: 10.1016/j.jmst.2019.11.016

10. Wang X., Morisada Y., Fujii H. Flat friction stir spot welding of low carbon steel by double side adjustable tools. *Journal of Materials Science & Technology*. 2021. No. 66. Pp. 1–9.
11. Posada M. [et al.]. Friction Stir Weld Evaluation of DH-36 and Stainless Steel Weldments. *Friction Stir Welding and Processing*. TMS. 2001. Pp. 159–171.
12. Lienert T. J., Tang W., Hogeboom J. A., Kvidahl L. G. Friction Stir Welding of DH-36 Steel [Electronic resource]. *Proceedings of the Fourth International Symposium on Friction Stir Welding*. May 14–16. 2003 (Park City, UT). TWI. Paper on CD.
13. Ueji R. [et al.]. Friction stir welding of ultrafine grained plain low-carbon steel formed by the martensite process. *Materials Science and Engineering: A*. 2006. Vol. 423. Iss. 1–2. Pp. 324–330. DOI: 10.1016/j.msea.2006.02.038
14. Leinert T. J., Stellwag Jr. W. L., Grimmitt B. B., Warke R. W. Friction Stir Welding Studies on Mild Steel. *Welding Journal*. 2003. No. 82 (1). Pp. 1-s–9-s.
15. Kulekci M. K., Esmé U., Buldum B. Critical analysis of friction stir-based manufacturing processes. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*. 2016. No. 85 (5–8). Pp. 1687–1712.
16. Arbegast W. J. Using process forces as a statistical process control tool for friction stir welds. *Proceedings of the Friction Stir Welding and Processing III. TMS Annual Meeting*. San Francisco, CA, USA. 2005. Pp. 193–204.
17. Saeid T., Abdollah-zadeh A., Assadi H., MalekGhaini F. Effect of friction stir welding speed on the microstructure and mechanical properties of a duplex stainless steel. *Materials Science and Engineering*. 2008. No. 496. Pp. 262–268.
18. Mahmoudiniya M., Kokabi A.-H., Kheirandish S., Kestens L. A. I. Microstructure and mechanical properties of friction stir welded ferrite-martensite DP700 steel. *Materials Science and Engineering: A*. 2018. Vol. 737. Pp. 213–222.
19. Mahmoudiniya M., Kestens L. A. I., Kheirandish S., Kokabi A.-H. Study of Microstructure and mechanical properties of friction stir welded ferrite-martensite DP700 steel. *Advanced Materials Letters*. 2019. No. 10 (7). Pp. 515–518.
20. Ahmad B., Galloway A., Toumpis A. Numerical optimization of laser assisted friction stir welding of structural steel. *Science and Technology of Welding and Joining*. 2019. No. 24 (6). Pp. 548–558.
21. Wiechec M. [et al.]. Analysis of high-power diode laser heating effects on HY-80 steel for laser assisted friction stir welding applications. *World Journal of Engineering and Technology*. 2017. No. 5 (1). Pp. 97–112. DOI: 10.4236/wjet.2017.51009
22. Johnson R., dos Santos J., Magnasco M. Mechanical Properties of Friction Stir Welded S355 C–Mn Steel Plates [Electronic resource]. *Proceedings of the Fourth International Symposium on Friction Stir Welding*. (Park City, UT). TWI. 2003. Paper on CD.
23. Sterling C. J. [et al.]. Friction Stir Welding of Quenched and Tempered C–Mn Steel. *Friction Stir Welding and Processing II*. TMS. 2003. Pp. 165–171.
24. Feng Z., Steel R., Packer S., David S. A. Friction Stir Welding of API Grade 65 Steel Pipes. *ASME 2009 Pressure Vessels and Piping Conference*. Paper No: PVP2009-77248. Pp. 775–779. DOI: 10.1115/PVP2009-77248
25. Konkol P. J., Mathers J. A., Johnson R., Pickens J. R. Friction Stir Welding of HSLA-65 Steel for Shipbuilding. *Journal of Ship Production*. 2003. Vol. 19. Iss. 3. Pp. 159–164. DOI: 10.5957/jsp.2003.19.3.159
26. Posada M. [et al.]. Evaluation of Friction Stir Welded HSLA-65 [Electronic resource]. *Proceedings of the Fourth International Symposium on Friction Stir Welding*. (Park City, UT). TWI. May 14–16. 2003. Paper on CD.
27. Konkol P. Characterization of Friction Stir Weldments in 500 Brinell Hardness Quenched and Tempered Steel [Electronic resource]. *Proceedings of the Fourth International Symposium on Friction Stir Welding*. (Park City, UT). TWI. May 14–16. 2003. Paper on CD.
28. Ozekcin A. [et al.]. A Microstructural Study of Friction Stir Welded Joints of Carbon Steels. *ISOPE (Toulon, France)*. International Society of Offshore and Polar Engineers. 2004. Pp. 284–288.
29. Cho H. [et al.]. Microstructural evolution in friction stir welding of high-strength line pipe steel. *Materials & Design*. 2012. No. 34. Pp. 258–267.

30. Han J. [et al.]. *Microstructure and mechanical properties of friction stir welded 18cr–2mo ferritic stainless steel thick plate*. *Materials & Design*. 2014. No. 63. Pp. 238–246. DOI: 10.1016/j.matdes.2014.05.070
31. Reynolds A. P., Tang W., Gnaupel-Herold T., Prask H. *Structure, Properties, and Residual Stress of 304L Stainless Steel Friction Stir Welds*. *Scr. Mater.* 2003. Vol. 48. Iss. 9. Pp. 1289–1294.
32. Reynolds A. P. [et al.] *FSW of Austenitic Stainless Steels [Electronic resource]*. *Proceedings of the Third International Symposium on Friction Stir Welding*. (Kobe, Japan). TWI. 2001. Paper on CD.
33. Posada M., DeLoach J., Reynolds A. P., Halpin J. P. *Mechanical Property and Microstructural Evaluation of Friction Stir Welded AL-6XN*. *Trends in Welding Research, Proceedings of the Sixth International Conference*. April 15–19. (Pine Mountain, GA). ASM International. 2002. Pp. 307–311.
34. Park S. H. C. [et al.]. *Rapid Formation of the Sigma Phase in 304 Stainless Steel during Friction Stir Welding*. *Scr. Mater.* 2003. Vol. 49. Iss. 12. Pp. 1175–1180.
35. Sowards J. W. [et al.]. *Characterization of mechanical properties, fatigue-crack propagation, and residual stresses in a microalloyed pipeline-steel friction-stir weld*. *Materials & Design*. 2015. No. 88. Pp. 632–642.
36. Kim Y. G., Kim J. S., Kim I. J. *Effect of process parameters on optimum welding condition of DP590 steel by friction stir welding*. *Journal of Mechanical Science and Technology*. 2014. No. 28 (12). Pp. 5143–5148.
37. Chiteka K. *Friction stir welding of steels: A review paper*. *IOSR Journal of Mechanical and Civil Engineering*. 2013. № 9 (3). P. 16–20.
38. Okamoto K. [et al.]. *Metallurgical and Mechanical Properties of Friction Stir Welded Stainless Steels [Electronic resource]*. *Proceedings of the Fourth International Symposium on Friction Stir Welding*. May 14–16. (Park City, UT). TWI. 2003. Paper on CD.
39. Shashi Kumar S., Murugan N., Ramachandran K. K. *Identifying the optimal FSW process parameters for maximizing the tensile strength of friction stir welded AISI 316L butt joints*. *Measurement: Journal of the International Measurement Confederation*. 2019. No. 137. Pp. 257–271.
40. Kumar S. S., Murugan N., Ramachandran K. K. *Effect of tool tilt angle on weld joint properties of friction stir welded AISI 316L stainless steel sheets*. *Measurement*. 2020. No. 150. (107083). DOI: 10.1016/j.measurement.2019.107083
41. Mishra R. S., Ma Z. Y. *Friction stir welding and processing*. *Materials Science and Engineering R: Reports*. 2005. No. 50 (1–2). Pp. 1–78.
42. Imam M., Sun Y., Fujii H. *Interface controlled plastic flow using accelerated cooling in friction stir welding of pure iron*. *National Meetings of JWS*. June 30. 2017. No. 100. Pp. 162–163.
43. Nelson T. W., Rose S. A. *Controlling hard zone formation in friction stir processed HSLA steel*. *Journal of Materials Processing Technology*. 2016. No. 231. Pp. 66–74.
44. Rai R. [et al.]. *Review: Friction stir welding tools*. *Science and Technology of Welding and Joining*. 2011. No. 16 (4). Pp. 325–342.
45. Cho H. H. [et al.]. *Microstructural analysis of friction stir welded ferritic stainless steel*. *Materials Science and Engineering A*. 2011. No. 528 (6). Pp. 2889–2894.
46. Zhou L., Zhou W. L., Huang Y. X., Feng J. C. *Interface behavior and mechanical properties of 316L stainless steel filling friction stir welded joints*. *Int. J. of Adv. Manuf. Technol.* 2015. No. 81. Pp. 577–583.
47. Steel R. J. [et al.]. *Friction Stir Welding of SAF 2507 (UNS S32750) Super Duplex Stainless Steel*. Paper PO346. *Proceedings of Stainless Steel World*. KCI Publishing. 2004. No. 16. Pp. 27–31.
48. Du D. [et al.]. *Gradient characteristics and strength matching in friction stir welded joints of Fe–18Cr–16Mn–2Mo–0.85N austenitic stainless steel*. *Materials Science and Engineering A*. 2014. No. 616. Pp. 246–251.
49. Tinubu O. O. [et al.]. *Friction stir processing of A-286 stainless steel: Microstructural evolution during wear*. *Wear*. 2016. No. 356–357. Pp. 94–100.
50. Mironov S. [et al.]. *Structural response of superaustenitic stainless steel to friction stir welding*. *Acta Materialia*. 2011. No. 59 (14). Pp. 5472–5481.

51. Cho H. H. [et al.]. Microstructural evolution in friction stir welding of high-strength linepipe steel. *Materials and Design*. 2012. No. 34. Pp. 258–267.

52. Rahimi S., Konkova T. N., Violatos I., Baker T. N. Evolution of microstructure and crystallographic texture during dissimilar friction stir welding of duplex stainless steel to low carbon-manganese structural steel. *Metall. Mater. Trans. A*. 2019. No. 50. Pp. 664–687. DOI: 10.1007/s11661-018-5023-3

53. İpekoğlu G. [et al.]. Investigation of microstructure and mechanical properties of friction stir welded dissimilar St37/St52 joints. *Mater. Res. Express*. 2019. No. 6 : 046537. 7 p. DOI: 10.1088/2053-1591/aafb9f

54. Küçükömeroğlu T., Aktarer S. M., İpekoğlu G., Çam G. Mechanical properties of friction stir welded St 37 and St 44 steel joints. *Mater. Test*. 2018. No. 60. Pp. 1163–1170. DOI: 10.3139/120.111266

55. Jafarzadegan M. Microstructural characterization in dissimilar friction stir welding between 304 stainless steel and st37 steel. *Mater. Charact*. 2012. No. 74. Pp. 28–41.

56. Jafarzadegan M. [et al.]. Microstructure and mechanical properties of a dissimilar friction stir weld between austenitic stainless steel and low carbon steel. *J Mater Sci Technol*. 2013. No. 29 (4). Pp. 367–672.

57. Logan B. P. [et al.]. Dissimilar friction stir welding of duplex stainless steel to low alloy structural steel. *Sci Technol Weld Joining*. 2016. No. 21. Pp. 27–35. DOI: 10.1179/1362171815Y.0000000063

58. Matlan M. J. B. [et al.]. Dissimilar Friction Stir Welding of Carbon Steel and Stainless Steel: Some Observation on Microstructural Evolution and Stress Corrosion Cracking Performance. *Trans. Indian Inst. Met*. 2018. No. 71 (4). Pp. 2553–2564.

59. Wang H. [et al.]. Microstructure and mechanical properties of dissimilar friction stir welded type 304 austenitic stainless steel to Q235 low carbon steel. *Mater. Charact*. 2019. No. 155 : 109803. DOI: 10.1016/j.matchar.2019.109803

60. Sharma G., Dwivedi D. K. Study on microstructure and mechanical properties of dissimilar steel joint developed using friction stir welding. *Int. J. Adv. Manuf. Technol*. 2017. No. 88. Pp. 1299–1307.

61. He B. [et al.]. The metallurgical bonding and high temperature tensile behaviors of 9Cr-1W steel and 316L steel dissimilar joint by friction stir welding. *J. Manuf. Processes*. 2019. No. 44. Pp. 241–251.

62. Chung Y. D., Fujii H., Sun Y., Tanigawa H. Interface microstructure evolution of dissimilar friction stir butt welded F82H steel and SUS304. *Mater. Sci. Eng. A*. 2011. No. 528. Pp. 5812–5821.

63. Theodoro M. C., Pereira V. F., Mei P. R., Ramirez A. J. Dissimilar friction stir welding between UNS S31603 austenitic stainless steel and UNS S32750 superduplex stainless steel. *Metall. Mater. Trans. B*. 2015. No. 46 (3). Pp. 1440–1447. DOI: 10.1007/s11663-015-0302-5

64. Serizawa H. [et al.] Influence of friction stir welding conditions on joinability of oxide dispersion strengthened steel/F82H ferritic/martensitic steel joint. *Nucl. Mater. Energy*. 2016. No.9. Pp. 367–371.

65. Tang W., Yang X., Li S., Li H. Microstructure and properties of CLAM/316L steel friction stir welded joints. *J. Mater. Process Technol*. 2019. No. 271. Pp. 189–201.

66. Sato Y. S. Mechanical properties and microstructure of dissimilar friction stir welds of 11Cr–Ferritic/Martensitic steel to 316 stainless steel. *Metall. Mater. Trans. A*. 2015. No. 46. Pp. 5789–5800.

67. Sarkar R., Sengupta S., Pal T. K., Shome M. Microstructure and mechanical properties of friction stir spot-welded IF/DP dissimilar steel joints. *Metall. Mater. Trans. A*. 2015. No. 46 Pp. 5182–5200.

68. Derazkola H. A., Khodabakhshi F., Simchi A. Evaluation of a polymer-steel laminated sheet composite structure produced by friction stir additive manufacturing (FSAM) technology. *Polym Test*. 2020. No. 90 (6). 106690. 9 p. DOI: 10.1016/j.polymertesting.2020.106690

69. Wang W., Hu Y., Zhang M., Zhao H. Microstructure and mechanical properties of dissimilar friction stir welds in austenitic-duplex stainless steels. *Mater. Sci. Eng. A*. 2020. No. 787 (3). 139499. DOI: 10.1016/j.msea.2020.139499

70. Argade G. R., Shukla S., Liu K., Mishra R. S. Friction stir lap welding of stainless steel and plain carbon steel to enhance corrosion properties. *J. Mater. Process. Technol*. 2018. No. 259. Pp. 259–269.

71. Eyyazian A. [et al.]. Simulation and experimental study of underwater dissimilar friction-stir welding between aluminium and steel. *J. Mater. Res. Technol*. 2020. No. 9. Pp. 3767–3781.

72. Han W. [et al.]. Modifications of grain-boundary structure by friction stir welding in the joint of nano-structured oxide dispersion strengthened ferritic steel and reduced activation martensitic steel. *Scr. Mater.* 2015. No. 105. Pp. 2–5. DOI: 10.1016/j.scriptamat.2015.04.012

INFORMATION ABOUT THE AUTHORS

Kharlamov Yuri Aleksandrovich, Doctor of Technical Sciences, Professor of the Department of Metallurgical Complex Machines
Donbass State Technical University
Alchevsk, Lugansk People's Republic, Russia,
e-mail: yuriy.kharlamov@gmail.com

Denisova Natalia Anatolievna, PhD in Engineering, Assistant Professor, Head of the Department of Metallurgical Complex Machines
Donbass State Technical University
Alchevsk, Lugansk People's Republic, Russia

Petrov Pavel Aleksandrovich, PhD in Engineering, Assistant Professor of the Department of Metallurgical Complex Machines
Donbass State Technical University
Alchevsk, Lugansk People's Republic, Russia,
e-mail: pavelpetrov@list.ru

Orlov Andrei Andreievich, Assistant Lecturer of the Department of Metallurgical Complex Machines
Donbass State Technical University
Alchevsk, Lugansk People's Republic, Russia,
e-mail: orlov.orlov-andrey193@yandex.ru

СТРОИТЕЛЬСТВО

CIVIL ENGINEERING

*Долголатев В. М., Николаева Е. К., Бондарчук В. В., *Бревнов А. А.*

Донбасский государственный технический университет

**E-mail: abrevnov@list.ru*

ТЕПЛОТЕХНИЧЕСКИЕ ХАРАКТЕРИСТИКИ АРХИТЕКТУРНО-ПЛАНИРОВОЧНЫХ РЕШЕНИЙ ЖИЛЫХ ЗДАНИЙ

Проведены исследования энергоэффективных проектных решений жилых домов повышенной комфортности, приведены результаты основных характеристик вариантов архитектурно-планировочных решений и произведены сравнения расчетных значений удельных теплопотерь с контрольными показателями удельного теплопотребления.

Ключевые слова: *показатели компактности, энергоэффективные проектные решения, теплопотери здания, удельные теплопотери, теплопотребление.*

Проблема и её связь с научными и практическими задачами. Достаточно долгое время проектирование и строительство гражданских зданий ориентировалось на выполнение завещанной Витрувием триады: «польза, прочность, красота». Однако мировые энергетические кризисы XX века инициировали прогрессивные структурные перемены в мировой экономике и, как следствие, в строительной отрасли. Жизненно необходимым стало применение энергосберегающих технологий, основанных на рациональном использовании тепла и электроэнергии.

В развитых странах на строительство и эксплуатацию зданий расходуется около половины всей энергии, в развивающихся странах — примерно треть, что связано с различными потребностями в быту, в частности наличием в развитых странах большего количества бытовой техники: холодильников, кондиционеров, СВЧ-печей, стиральных машин и т. п. В России на строительство тратится примерно 40–45 % всей вырабатываемой энергии [1], что делает энергосбережение в строительной отрасли чрезвычайно актуальным.

Поэтому экономия энергоресурсов путем проектирования энергоэффективных зданий стала неотъемлемой четвертой составляющей в системе требований к зданиям.

Пути решения этой проблемы подробно рассмотрены авторами в работах [2–5]:

– увеличение сопротивления теплопередаче ограждающих конструкций за счет применения высокоэффективных утеплителей;

– применение систем вентиляции с возвратом тепловой энергии удаляемого воздуха (при этом 1 кВт электроэнергии обеспечивает до 7 кВт тепловой энергии);

– использование индивидуальных или коллективных установок возобновляемой энергии и энергоэффективных отопительных систем (солнечные коллекторы и батареи, тепловые насосы, биоэнергетические установки, ветровые электростанции, инфракрасные нагреватели, карбоновые нагреватели, энергосберегающие осветительные и нагревательные приборы и др.);

– применение систем автоматического управления режимами работы инженерного оборудования и бытовых приборов (оптимизируются режимы экономии энергии и автоматически поддерживается комфортный микроклимат помещений);

– энергоэффективные архитектурно-планировочные решения (выбор энергоэффективной формы дома, энергетически рациональная ориентация здания по сторонам света и розе ветров, энергетически рациональное расположение буферных зон, зимних садов, атриумов, оконных и дверных проемов и т. д.).

Попытки решать отдельные задачи обособленно, как правило, не дают должного эффекта. Например, повышение тер-

мического сопротивления ограждающих конструкций зданий существенно влияет на тепло-влажностный режим здания и требует изменения системы вентиляции и отопления. А повышение теплосоппротивления стеновых ограждений не приводит к необходимым результатам без повышения термосопротивления оконных блоков и пр.

На основании вышесказанного можно дать исчерпывающее понятие энергоэффективного здания: это совокупность архитектурно-планировочных, конструктивных и инженерных решений в здании, обеспечивающих комфортность проживания и минимум затрат тепловой энергии, приходящейся на поддержание микроклимата в помещении.

Постановка задачи. В качестве основной задачи авторы выбрали теоретическое исследование зданий повышенной комфортности с различными конструктивными и объемно-планировочными решениями на предмет их энергоэффективности. Эта задача может быть решена путем выявления закономерностей между архитектурно-планировочными решениями зданий и их температурно-влажностными харак-

теристиками как элементами единой энергетической системы.

Изложение материала. Коллективом преподавателей Донбасского государственного технического университета разработаны варианты архитектурно-планировочных решений жилых домов повышенной комфортности (см. рис. 1–6).

Основные характеристики представленных архитектурно-планировочных решений приведены в таблице 1.

Как можно заметить, расчетные показатели компактности несколько выше рекомендованных для соответствующих значений этажности, но, учитывая, что первый этаж не предусмотрен для жилья и может быть запроектирован как цокольный, этажность домов фактически определяется пунктом 3 таблицы 1. В таком случае рекомендации ТСН 23-339-2002 «Территориально-строительные нормы Ростовской области» вполне выполнены. Снизить расчетный показатель компактности возможно за счет увеличения высоты этажа с 3 до 3,3 м, однако это соответственно увеличит общие теплотери здания за отопительный сезон.

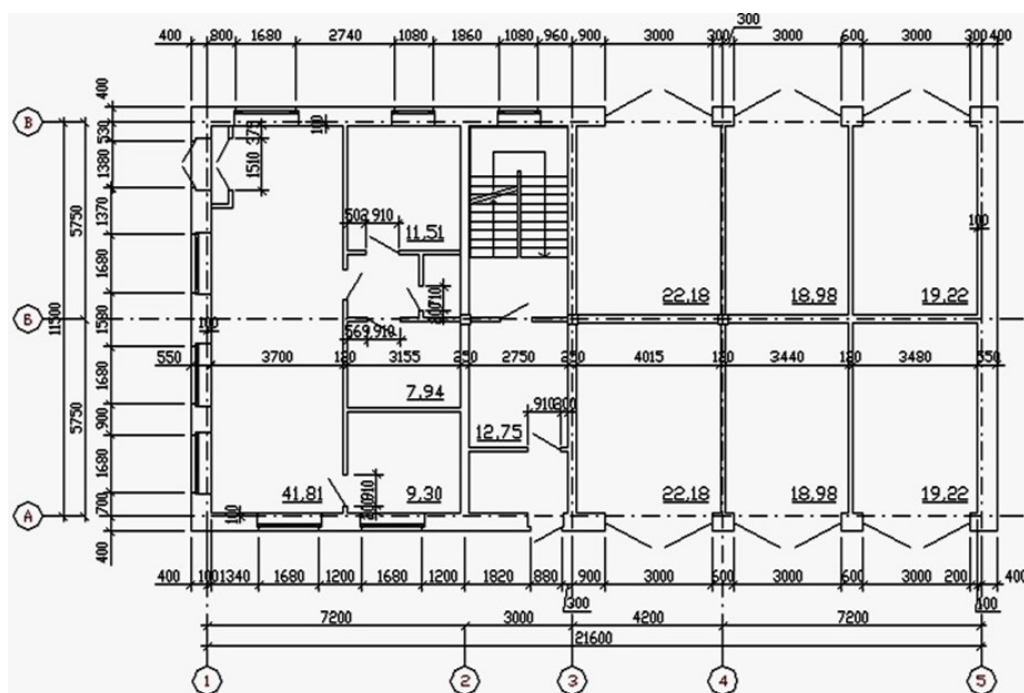


Рисунок 1 — План первого этажа (вариант 1)

СТРОИТЕЛЬСТВО

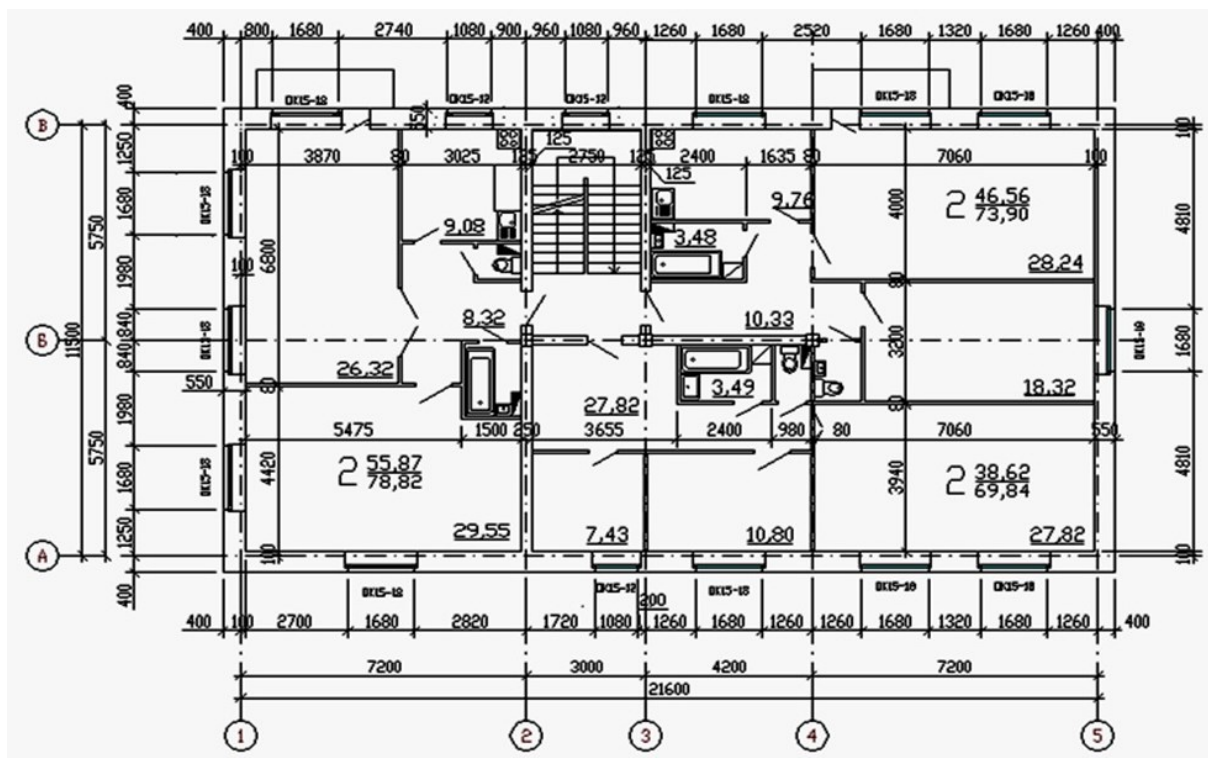


Рисунок 2 — План типового этажа (вариант 1)

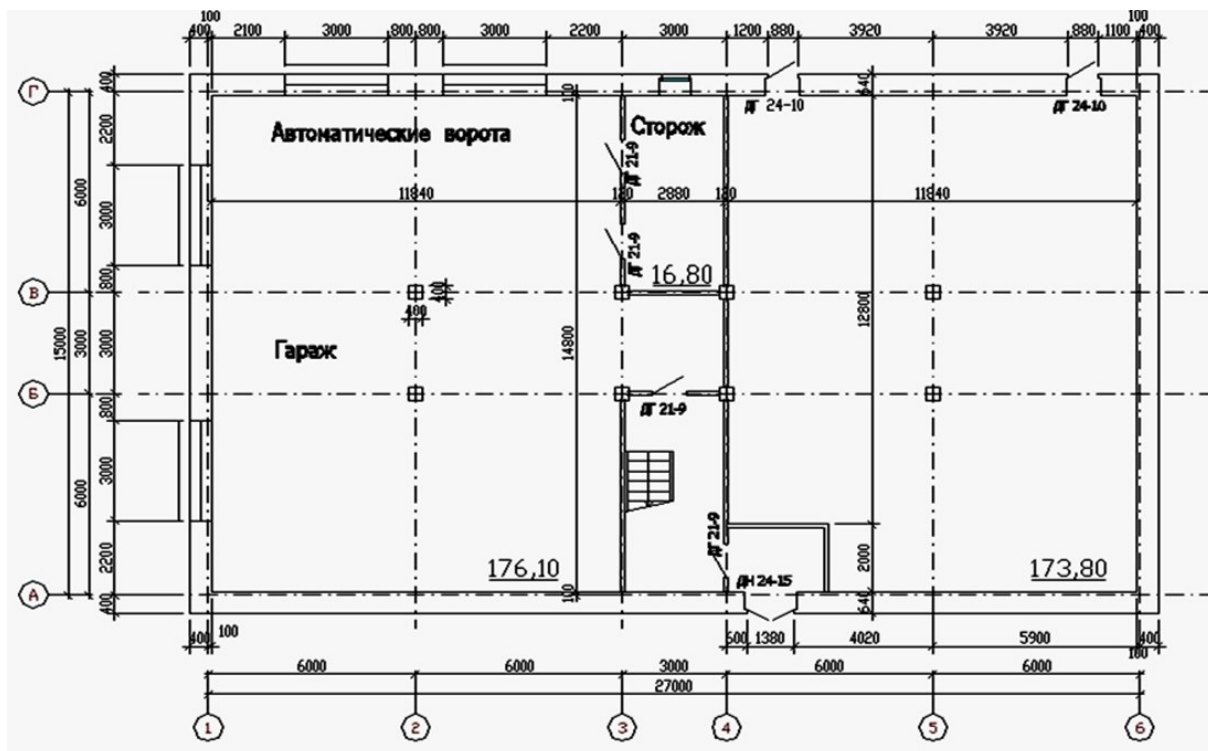


Рисунок 3 — План первого этажа (вариант 2)

СТРОИТЕЛЬСТВО

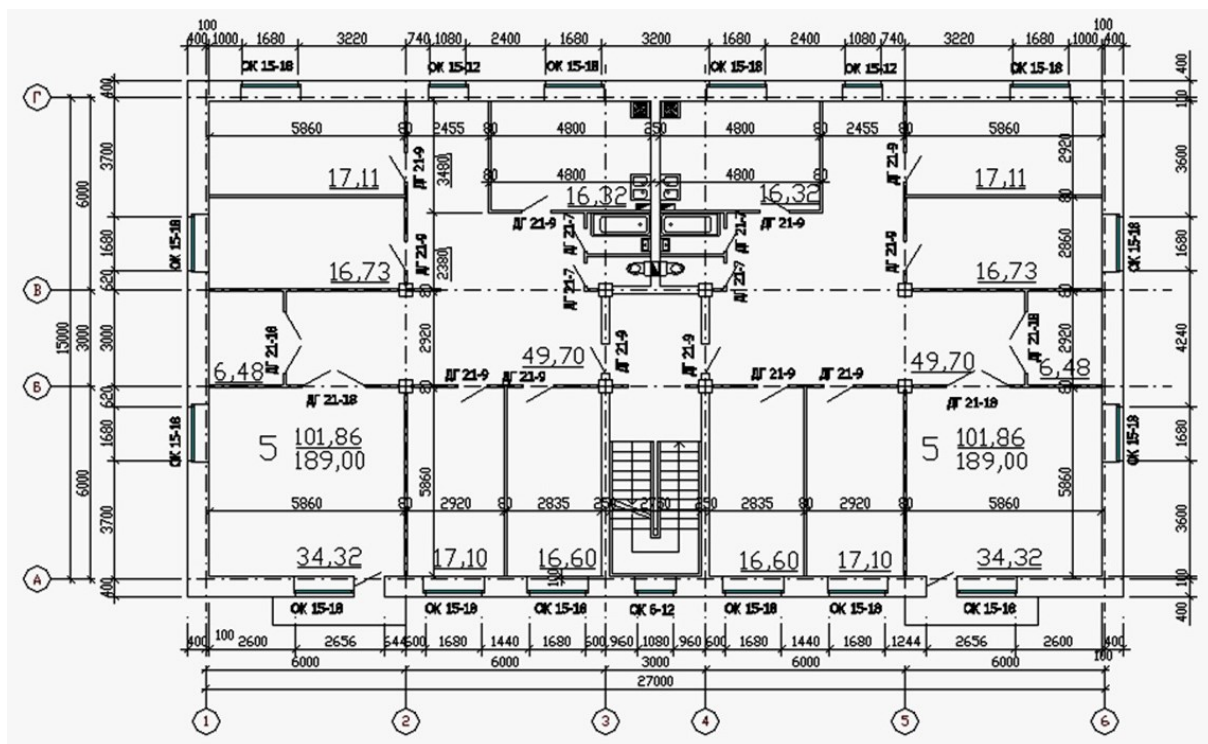


Рисунок 4 — План типового этажа (вариант 2)

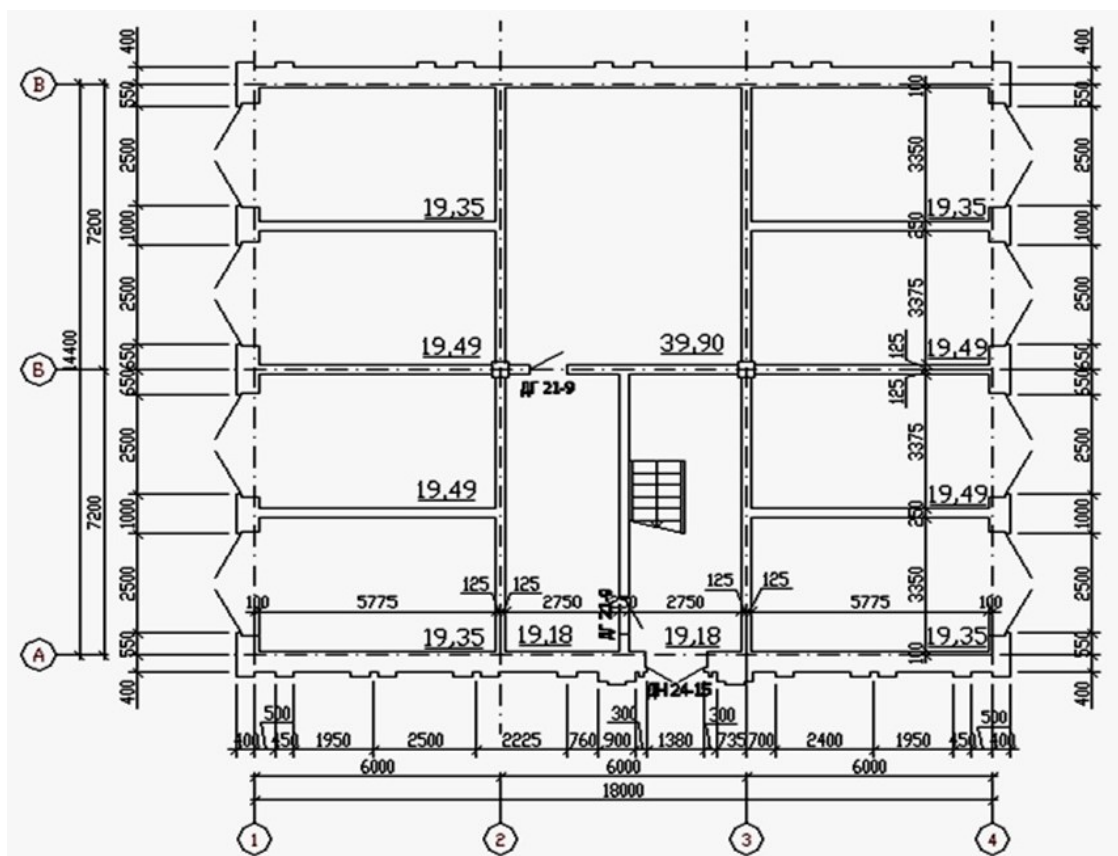


Рисунок 5 — План первого этажа (вариант 3)

СТРОИТЕЛЬСТВО

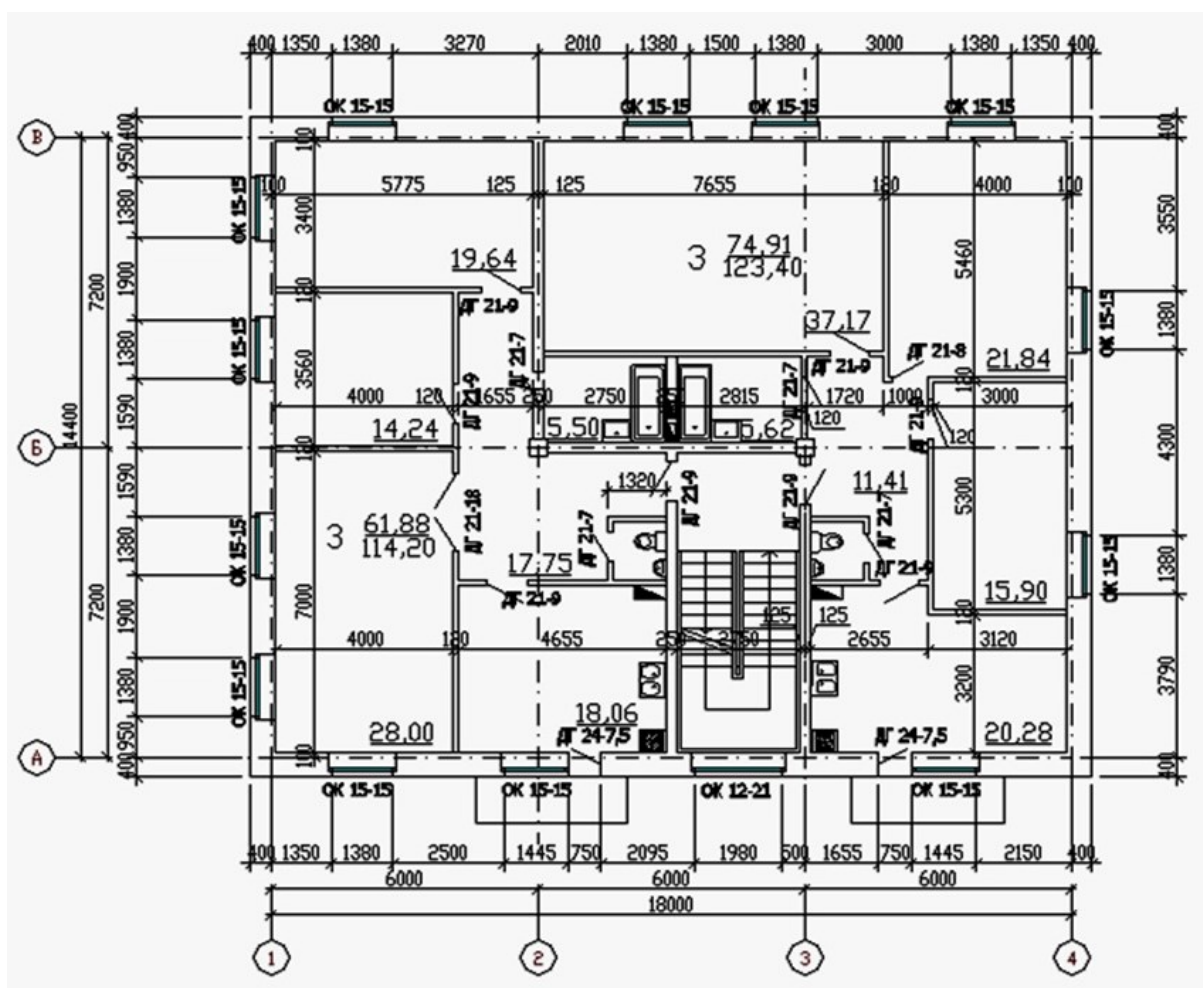


Рисунок 6 — План типового этажа (вариант 3)

Таблица 1

Основные характеристики архитектурно-планировочных решений

№ п/п	Название показателя	Единица измерения	Вариант архитектурно-планировочного решения		
			1	2	3
1	Площадь застройки	м ²	279	439,24	285,76
2	Этажность	этаж	3	4	5
3	Количество жилых этажей	этаж	2	3	4
4	Высота этажа	м	3	3	3
5	Количество квартир в доме, в т. ч.	шт	6	6	8
	– 2-комнатных	шт	6	0	0
	– 3-комнатных	шт	0	0	8
	– 5-комнатных	шт	0	6	0
6	Площадь квартир в доме	м ²	445,12	1134	950,4
7	Жилая площадь	м ²	282,10	611,16	547,16
8	Площадь балконов	м ²	18	18	24
9	Общая площадь квартир в доме	м ²	450,52	1139,4	957,6

СТРОИТЕЛЬСТВО

Продолжение таблицы 1

№ п/п	Название показателя	Единица измерения	Вариант архитектурно-планировочного решения		
			1	2	3
10	Общая площадь нежилых помещений (магазин)	м ²	76,29	0	0
11	Количество индивидуальных гаражей	шт	6	0	8
12	Площадь индивидуальных гаражей	м ²	120,76	0	155,36
13	Площадь гаража-стоянки	м ²	0	176,10	0
14	Отапливаемая площадь	м ²	591,86	1190,82	1011,04
15	Общая площадь внутренних поверхностей внешних ограждающих конструкций	м ²	990,89	1525,44	1260,72
16	Отапливаемый объем	м ³	1727,22	3490,43	2982,57
17	Показатель компактности дома	-	0,574	0,437	0,423
18	Рекомендованный показатель компактности дома по ТСН 23-339-2002, не более	-	0,54/0,61	0,43/0,54	0,36/0,43

Примечание. Рекомендуемый показатель компактности дома приведен:

- в числителе — для этажности согласно п. 2;
- в знаменателе — для этажности согласно п. 3.

Результаты расчета приведенного коэффициента теплопередачи теплоизоляционной оболочки зданий приведены в таблице 2. Расход тепловой энергии и удельных теплотрат на отопление дома за отопительный период сведен в таблицу 3.

Согласно СП 50.13320.2012 «Тепловая защита зданий» базовые значения требуемого сопротивления теплопередачи для стен составляют примерно $2,63 \frac{\text{м}^2 \cdot \text{°C}}{\text{Вт}}$, для чердачных перекрытий — $3,48 \frac{\text{м}^2 \cdot \text{°C}}{\text{Вт}}$, для окон — $0,60 \frac{\text{м}^2 \cdot \text{°C}}{\text{Вт}}$ при количестве градусо-суток отопительного периода 3523 для г. Ростов-на-Дону. Соответствующие показатели (табл. 3) не превышают указанных базовых значений.

Далее в ходе исследований было проведено сравнение расчетных значений удельных теплотерь с контрольными показателями удельного теплопотребления (приложение 25 СНиП 2.04.05-91*В), результаты которого сведены в таблицу 4.

Как свидетельствуют результаты, приведенные в таблицах 3 и 4, удельные теплотери всех предлагаемых архитектурно-планировочных решений не превышают нормативных максимальных теплотери и значительно ниже контрольных показателей удельного теплопотребления, а следовательно, существует возможность спрогнозировать, что тепловая мощность систем отопления и годовое теплопотребление не будут превышать нормативных показателей для Ростовской области.

Разработанные архитектурно-планировочные решения отвечают требованиям к теплотехническим показателям ограждающих конструкций (теплоизоляционной оболочки) домов, что обеспечивает рациональное использование энергетических ресурсов на обогрев. Предлагаемые решения предусматривают использование конструктивной схемы с полным и неполным каркасом, монолитного железобетона или железобетонного каркаса конструкций серии 1.020-83 и ее модификаций.

СТРОИТЕЛЬСТВО

Таблица 2

Приведенный коэффициент теплопередачи теплоизоляционной оболочки зданий

№ п/п	Название показателя	Единица измерения	Вариант архитектурно-планировочного решения		
			1	2	3
1	Площадь:				
1а	– стен $F_{\text{ст}}$	м ²	408,31	592,96	612,2
1б	– окон и балконных дверей $F_{\text{ок}}$	м ²	93,24	135,60	139,4
1в	– внешних дверей $F_{\text{д}}$	м ²	5,7	3,6	3,6
1г	– чердачных перекрытий $F_{\text{пк}}$	м ²	241,82	396,64	252,76
1д	– цокольных перекрытий $F_{\text{ц}}$	м ²	241,82	396,64	252,76
2	Приведенное сопротивление теплопередачи	$\frac{\text{м}^2 \cdot \text{К}}{\text{Вт}}$			
2а	– стен $R_{\Sigma \text{пр ст}}$	÷	2,8	2,8	2,8
2б	– окон и балконных дверей $R_{\Sigma \text{пр ок}}$	÷	0,6	0,6	0,6
2в	– внешних дверей $R_{\Sigma \text{пр д}}$	÷	0,6	0,6	0,6
2г	– чердачных пере-крытий $R_{\Sigma \text{пр пк}}$	÷	4,95	4,95	4,95
2д	– цокольных пере-крытий $R_{\Sigma \text{пр ц}}$	÷	3,5	3,5	3,5
3	Внутренняя общая площадь ограждающих конструкций F_{Σ}	м ²	990,89	1525,44	1260,72
4	Коэффициент ξ, который учитывает дополнительные теплотери	-	1,13	1,13	1,13
5	Приведенный коэффициент теплопередачи $k_{\Sigma \text{пр}}$	$\frac{\text{Вт}}{\text{м}^2 \cdot \text{К}}$	0,483	0,467	0,520

Таблица 3

Затраты тепловой энергии и удельные теплотраты на отопление дома за отопительный период

№ п/п	Название показателя	Единица измерения	Вариант архитектурно-планировочного решения		
			1	2	3
1	Общие теплотери дома через ограждающую оболочку $Q_{\text{к}}$	кВт·час	81243	123012	113238
2	Бытовые теплотупления $Q_{\text{вн п}}$	кВт·час	33881	44858	40161
3	Тепловые поступления через окна от солнечной радиации $Q_{\text{с}}$, если главный фасад выходит на:	кВт·час			
3а	– север	÷	8423	13723	13476
3б	– юг	÷	8906	11921	12039
3в	– запад	÷	8985	11372	13080
3г	– восток	÷	6958	11372	11150
4	Затраты тепловой энергии на отопление дома в течение отопительного периода $Q_{\text{год}}$, если главный фасад выходит на:	кВт·час			
4а	– север	÷	53562	86046	79471
4б	– юг	÷	53125	87675	80770

СТРОИТЕЛЬСТВО

Продолжение таблицы 3

№ п/п	Название показателя	Единица измерения	Вариант архитектурно-планировочного решения		
			1	2	3
4в	– запад	÷	53054	88172	79829
4г	– восток	÷	54886	88172	81574
5	Отапливаемая площадь	м ²	591,86	1190,82	1011,04
6	Удельные теплотери $q_{зд}$, если главный фасад выходит на:	$\frac{\text{кВт}\cdot\text{час}}{\text{м}^2}$			
6а	– север	÷	90,50	72,26	78,60
6б	– юг	÷	89,76	73,63	79,89
6в	– запад	÷	89,64	74,04	78,96
6г	– восток	÷	92,73	74,04	80,68
7	Нормативные максимальные теплотери E_{max}	$\frac{\text{кВт}\cdot\text{час}}{\text{м}^2}$	99/94	83/78	89/83

Таблица 4

Сравнение расчетных значений удельных теплотер с контрольными показателями удельного теплотребления

№ п/п	Название показателя	Единица измерения	Вариант архитектурно-планировочного решения		
			1	2	3
1	Удельные теплотери $q_{зд}$, если главный фасад выходит на:	$\frac{\text{ГДж}}{\text{м}^2\cdot\text{час}}$			
1а	– север	÷	0,326	0,260	0,283
1б	– юг	÷	0,323	0,2658	0,288
1в	– запад	÷	0,323	0,267	0,284
1г	– восток	÷	0,334	0,267	0,291
2	Удельное теплотребление, не более	$\frac{\text{ГДж}}{\text{м}^2\cdot\text{час}}$	0,36	0,31	0,32

Примечание. 1 кВт·час = 3,602·10⁻³ ГДж.

Выводы:

1. Понятие энергоэффективного здания включает в себя совокупность архитектурно-планировочных, конструктивных и инженерных решений в здании, обеспечивающих комфортность проживания и минимум затрат тепловой энергии, приходящейся на поддержание микроклимата в помещении.

2. Разработанные архитектурно-планировочные решения жилых зданий повышенной комфортности предусматривают использование конструктивной схе-

мы с полным и неполным каркасом, монолитного железобетона или железобетонного каркаса конструкций серии 1.020-83 и ее модификаций.

3. В ходе теоретических исследований были определены основные характеристики представленных архитектурно-планировочных решений, выполнено их сравнение с нормативными показателями.

4. С целью оценки энергоэффективности разработанных проектов выполнен расчет приведенного коэффициента теп-

лопередачи, а также расхода тепловой энергии и удельных теплотрат на отопление за отопительный период.

5. Сравнение расчетных значений удельных теплопотерь предложенных вариантов

зданий между собой и с контрольными показателями удельного теплопотребления дало возможность определить наиболее рациональный вариант архитектурно планировочного решения — вариант № 2.

Список источников

1. Москалёва Е. Г., Чегодайкина Ю. А., Шукшина М. А. Проблемы и перспективы развития энергосбережения в российской строительной отрасли // Молодой ученый. 2015. № 8 (88). С. 585–587. URL: <https://moluch.ru/archive/88/17125/> (дата обращения: 14.03.2024). EDN TPUGFJ
2. Проблемы теплозащиты зданий и задачи исследования энергоэффективных проектных решений жилых домов / И. Н. Симонова, В. М. Долголаптев, Е. К. Николаева, С. И. Симонов // Коммунальное хозяйство городов : науч.-техн. сборник. Харьков, 2008. № 84. С. 159–162.
3. «Энергоэффективные здания» как новое направление в строительстве / И. Н. Симонова, В. М. Долголаптев, Е. К. Николаева, С. И. Симонов // Сборник научных трудов ДонГТУ. 2008. № 27. С. 367–375.
4. Пути снижения энергозатрат жилых зданий на стадии проектирования / И. Н. Симонова, В. М. Долголаптев, Е. К. Николаева, С. И. Симонов // Сборник научных трудов ДонГТУ. 2008. № 27. С. 376–383.
5. Вопросы энергосбережения при реконструкции жилых домов : монография / В. М. Долголаптев, И. Н. Симонова, С. И. Симонов, Е. К. Николаева ; Донбасский государственный технический университет. Луганск : СПД Резников В. С., 2010. 322 с.

© Долголаптев В. М., Николаева Е. К., Бондарчук В. В., Бревнов А. А.

Рекомендована к печати к.т.н., доц., и. о. зав. каф. ПС ДонГТУ Псюком В. В., д.т.н., проф. каф. проектирования с/х объектов ЛГАУ им. К. Е. Ворошилова Давиденко А. И.

Статья поступила в редакцию 27.03.2024.

СВЕДЕНИЯ ОБ АВТОРАХ

Долголаптев Виктор Михайлович, канд. техн. наук, доцент каф. архитектурного дизайна и строительных конструкций
Донбасский государственный технический университет,
г. Алчевск, Луганская Народная Республика, Россия

Николаева Елена Климовна, канд. техн. наук, доцент каф. архитектурного дизайна и строительных конструкций
Донбасский государственный технический университет,
г. Алчевск, Луганская Народная Республика, Россия

Бондарчук Владимир Витальевич, канд. техн. наук, доцент, зав. каф. архитектурного дизайна и строительных конструкций
Донбасский государственный технический университет,
г. Алчевск, Луганская Народная Республика, Россия

Бревнов Александр Аркадьевич, канд. техн. наук, доцент, и. о. зав. каф. инженерной механики и строительства
Донбасский государственный технический университет,
г. Алчевск, Луганская Народная Республика, Россия,
e-mail: abrevnov@list.ru

Dolgolaptev V. M., Nikolaeva E. K., Bondarchuk V. V., *Brevnov A. A. (Donbas State Technical University, Alchevsk, Lugansk People's Republic, Russia, *e-mail: abrevnov@list.ru)

THERMOTECHNICAL CHARACTERISTICS OF ARCHITECTURAL AND PLANNING SOLUTIONS FOR RESIDENTIAL BUILDINGS

The study examines energy-efficient design solutions for residential buildings that offer increased comfort, the results of main characteristics of various architectural and structural solution are given and the specific heat losses calculations were compared with the specific heat consumption benchmarks.

Key words: compactness indicators, energy-efficient design solutions, heat losses in building, specific heat losses, heat consumption.

References

1. Moskaleva E. G., Chegodaikina Yu. A., Shukshina M. A. Problems and prospects of energy saving development in the Russian construction industry [Problemy i perspektivy razvitiya energosberezheniya v rossijskoj stroitel'noj otrasli]. *Young Scientist*. 2015. No. 8 (88). Pp. 585–587. URL: <https://moluch.ru/archive/88/17125/> (date of treatment: 14.03.2024). EDN TPUGFJ

2. Simonova I. N., Dolgolaptev V. M., Nikolaeva E. K., Simonov S. I. Problems of thermal protection of buildings and tasks of researching energy-efficient design solutions for residential buildings [Problemy teplozashchity zdaniy i zadachi issledovaniya energoeffektivnykh proektnykh reshenij zhilyh domov]. *Kommunal'noe khoziaistvo gorodov : nauchno-tehnicheskii sbornik. Khar'kov*. 2008. No. 84. Pp. 159–162. (rus)

3. Simonova I. N., Dolgolaptev V. M., Nikolaeva E. K., Simonov S. I. "Energy-efficient buildings" as a new trend in construction [«Energoeffektivnye zdaniya» kak novoe napravlenie v stroitel'stve]. *Scientific works collection of DonSTU*. 2008. No. 27. Pp. 367–375. (rus)

4. Simonova I. N., Dolgolaptev V. M., Nikolaeva E. K., Simonov S. I. Ways to reduce energy costs of residential buildings at the design stage [Puti snizheniya energozatrat zhilyh zdaniy na stadii proektirovaniya]. *Scientific works collection of DonSTU*. 2008. No. 27. Pp. 376–383. (rus)

5. Dolgolaptev V. M., Simonova I. N., Simonov S. I., Nikolaeva E. K. Issues of energy saving in the reconstruction of residential buildings : a monograph [Voprosy energosberezheniya pri rekonstrukcii zhilyh domov : monografiya]. *Donbas State Technical University. Lugansk : SPD Reznikov V. S.* 2010. 322 p. (rus)

INFORMATION ABOUT THE AUTHORS

Dolgolaptev Viktor Mikhailovich, PhD in Engineering, Assistant Professor of the Department of Architectural Design and Engineering Constructions
Donbas State Technical University,
Alchevsk, Lugansk People's Republic, Russia

Nikolaeva Elena Klimovna, PhD in Engineering, Assistant Professor of the Department of Architectural Design and Engineering Constructions
Donbas State Technical University,
Alchevsk, Lugansk People's Republic, Russia

Bondarchuk Vladimir Vitalievich, PhD in Engineering, Assistant Professor, Acting Head of the Department of Architectural Design and Engineering Constructions
Donbas State Technical University,
Alchevsk, Lugansk People's Republic, Russia

Brevnov Aleksandr Arkadievich, PhD in Engineering, Assistant Professor, Acting Head of the Department of Engineering Mechanics and Building
Donbas State Technical University,
Alchevsk, Lugansk People's Republic, Russia
e-mail: abrevnov@list.ru

СОДЕРЖАНИЕ

НЕДРОПОЛЬЗОВАНИЕ

Литвинский Г. Г.

ТРАЕКТОРИИ ИСПЫТАНИЯ ГОРНЫХ ПОРОД В СТАБИЛОМЕТРЕ ДЛЯ ПОЛУЧЕНИЯ ПАСПОРТА ПРОЧНОСТИ С ИСПОЛЬЗОВАНИЕМ ДЕФОРМАЦИОННОГО ЭФФЕКТА ПАМЯТИ 5

Корнеев С. В., Доброногова В. Ю., Долгих В. П.

ИСПЫТАНИЯ НА ПРОЧНОСТЬ КЛЕЕВЫХ ЗУБЧАТЫХ СОЕДИНЕНИЙ РЕЗИНОТКАНЕВЫХ КОНВЕЙЕРНЫХ ЛЕНТ 21

Ларченко В. Г., Коваленко Е. В., Маталкина Ю. А.

КОРРЕКТИРОВКА МЕТОДИКИ РАСЧЕТА ОЖИДАЕМЫХ СДВИЖЕНИЙ И ДЕФОРМАЦИЙ ЗЕМНОЙ ПОВЕРХНОСТИ ПРИ ПОДРАБОТКЕ НА БОЛЬШИХ ГЛУБИНАХ 30

Аверин Г. А., Доценко О. Г., Корецкая Е. Г.

ОПРЕДЕЛЕНИЕ ВЫСОТЫ РАСПРОСТРАНЕНИЯ ЗОН СДВИЖЕНИЯ ПОДРАБОТАННОГО МАССИВА 41

МЕТАЛЛУРГИЯ

Бабич И. Н.

СТРУКТУРА И СВОЙСТВА ПОРОШКОВОГО МЕДНО-ТИТАНОВОГО МАТЕРИАЛА ПОСЛЕ УГЛОВОГО ПРЕССОВАНИЯ 53

Коструб О. М.

РАЗРАБОТКА МАТЕМАТИЧЕСКОЙ МОДЕЛИ ПРЯМОГО ВЫДАВЛИВАНИЯ ПОРОШКОВЫХ ПОРИСТЫХ ЗАГОТОВОК 60

МАШИНОСТРОЕНИЕ

Еронько С. П., Петров П. А., Зозуля Ф. С., Прилуцкий М. И.

РАЗРАБОТКА И МОДЕЛЬНЫЕ ИСПЫТАНИЯ СИСТЕМЫ МЕХАНИЗИРОВАННОЙ ПОДАЧИ ШЛАКООБРАЗУЮЩЕЙ СМЕСИ В КРИСТАЛЛИЗАТОР МНЛЗ ПРИ ОТЛИВКЕ ЗАГОТОВОК КРУПНОГО КРУГЛОГО СЕЧЕНИЯ 69

Харламов Ю. А., Денисова Н. А., Петров П. А., Орлов А. А.

ОБЕСПЕЧЕНИЕ ТЕХНОЛОГИЧНОСТИ КОНСТРУКЦИЙ ПРИ СВАРКЕ ТРЕНИЕМ С ПЕРЕМЕШИВАНИЕМ НА СТАДИИ ВЫБОРА МАТЕРИАЛОВ. ЧАСТЬ 3: СВАРИВАЕМОСТЬ КОНСТРУКЦИОННЫХ СТАЛЕЙ 77

СТРОИТЕЛЬСТВО

Долголаптев В. М., Николаева Е. К., Бондарчук В. В., Бревнов А. А.

ТЕПЛОТЕХНИЧЕСКИЕ ХАРАКТЕРИСТИКИ АРХИТЕКТУРНО-ПЛАНИРОВОЧНЫХ РЕШЕНИЙ ЖИЛЫХ ЗДАНИЙ 99

CONTENT

SUBSURFACE MANAGEMENT

<i>Litvinsky G. G.</i> ROCKS TESTING TRAJECTORIES IN THE STABILOMETER TO OBTAIN A STRENGTH CERTIFICATE USING THE DEFORMATION MEMORY EFFECT	5
<i>Korneev S. V., Dobronogova V. Yu., Dolgikh V. P.</i> STRENGTH TESTS OF ADHESIVE TEETH JOINTS OF FABRIC-PLY BELTS	21
<i>Larchenko V. G., Kovalenko E. V., Matalkina Yu. A.</i> ADJUSTING THE CALCULATION PROCEDURE FOR THE EXPECTED SHIFTS AND DEFORMATIONS OF THE EARTH'S SURFACE DURING UNDERMINING AT DEEP DEPTHS ...	30
<i>Averin G. A., Dotsenko O. G., Koretskaia E. G.</i> DETERMINING THE HEIGHT OF SHIFT ZONE SPREADING IN AN UNDERMINED MASSIF	41

METALLURGY

<i>Babich I. N.</i> STRUCTURE AND PROPERTIES OF POWDER COPPER-TITANIUM MATERIAL AFTER ANGULAR PRESSING	53
<i>Kostrub O. M.</i> DEVELOPMENT OF MATHEMATICAL MODEL FOR DIRECT EXTRUSION THE POWDER POROUS BILLETS	60

MECHANICAL ENGINEERING

<i>Yeronko S. P., Petrov P. A., Zozulya F. S., Prilutskiy M. I.</i> DEVELOPMENT AND MODEL TESTING OF MECHANIZED FEEDING OF MOULD FLUX TO THE CCM CRYSTALLIZER AT CASTING LARGE CIRCULAR BILLETS	69
<i>Kharlamov Yu. A., Denisova N. A., Petrov P. A., Orlov A. A.</i> ENSURING MANUFACTURABILITY OF STRUCTURES DURING FRICTION STIR WELDING AT THE MATERIALS SELECTION STAGE. PART 3: WELDABILITY OF STRUCTURAL STEELS	77

CIVIL ENGINEERING

<i>Dolgolaptev V. M., Nikolaeva E. K., Bondarchuk V. V., Brevnov A. A.</i> THERMOTECNICAL CHARACTERISTICS OF ARCHITECTURAL AND PLANNING SOLUTIONS FOR RESIDENTIAL BUILDINGS	99
---	----

Distribution and replication is forbidden without official allowance of FSEI HE "DonSTU"

UDC 621 + 622 + 669.18 + 699.86

EDN: BEURJC

**Knowledge-intensive technologies
and equipment in industry
and building**

Scientific journal

Issue 3 (77) 2024

**Establisher:
FSEI HE "DonSTU"**

*Registration Certificate for mass media
PI No. FS77-85961 dated 11.09.2023*

*Recommended by academic council
of FSEI HE "DonSTU"
(Record № 10 dated 25.04.2024)*

Added to scientometrical database of RISC

Format 60×84½

Conventional printed sheet 13,6

Order № 76

Circulation 500 copies

Publishing office is not responsible for material content
giving by author for publishing

Address of editorial office, publishing and establishing:
FSEI HE "DonSTU"

Lenin avenue, 16, Alchevsk, LPR
294204

e-mail: info@dstu.education

web-site: <http://www.dstu.education>

PUBLISHING AND PRINTING CENTER
room 2113, tel/fax 2-58-59

Certificate of State registration for mass media
publisher, owner and distributor
МИ-СГР ИД 0000055 dated 05.02.2016

Editor-in-chief

Vishnevskiy D. A. — Doctor of Tech. Sc., Prof.,
Rector

Deputy Editor-in-chief

Smekalin E. S. — PhD in Engineering, Asst. Prof.,
Vice-Rector for Science

Editorial board:

Litvinskiy G. G. — Doctor of Tech. Sc., Prof.

Korshunov G. I. — Doctor of Tech. Sc., Prof.

Eremenko V. A. — Doctor of Tech. Sc., Prof.

Borshchevskiy S. V. — Doctor of Tech. Sc., Prof.

Korneyev S. V. — Doctor of Tech. Sc., Prof.

Leonov A. A. — PhD in Engineering, Asst. Prof.

Kharlamov Yu. A. — Doctor of Tech. Sc., Prof.

Artiukh V. G. — Doctor of Tech. Sc., Prof.

Vitrenko V. A. — Doctor of Tech. Sc., Prof.

Zinchenko A. M. — PhD in Economics, Asst. Prof.

Snitko S. A. — Doctor of Tech. Sc., Asst. Prof.

Korzun E. L. — Doctor of Tech. Sc., Prof.

Bogatyreva E. V. — Doctor of Tech. Sc., Prof.

Yakovchenko A. V. — Doctor of Tech. Sc., Prof.

Goncharuk A. V. — Doctor of Tech. Sc., Prof.

Kuberskiy S. V. — PhD in Engineering, Prof.

Denischenko P. N. — PhD in Engineering, Prof.

Davidenko A. I. — Doctor of Tech. Sc., Prof.

Suleymanova L. A. — Doctor of Tech. Sc., Prof.

Smolyago G. A. — Doctor of Tech. Sc., Prof.

Bondarchuk V. V. — PhD in Engineering, Asst. Prof.

Psiuk V. V. — PhD in Engineering, Asst. Prof.

Skomskaya S. A. — secretary to the editorial board

For research scientists, PhD seekers, students of
higher educational institutions.

Issue language:
Russian, English

Computer layout
Ismailova L. M.

© FSEI HE "DonSTU", 2024

© Chernyshova N. V., graphic cover
design, 2024