

НАУЧНО-ТЕХНИЧЕСКИЙ
ЖУРНАЛ

ISSN 1728-3841

ЖМП

2014 №2

ГОРНАЯ МЕХАНИКА И МАШИНОСТРОЕНИЕ

2014 № 2

ГОРНАЯ МЕХАНИКА и машиностроение



ГОРНАЯ МЕХАНИКА И МАШИНОСТРОЕНИЕ

№ 2 2014

Учредитель журнала:

ЗАО «Солигорский Институт проблем
ресурсосбережения с Опытным
производством»

Научно-технический журнал

Издается с декабря 1998 г.

Выходит четыре раза в год

Журнал включен в Перечень научных
изданий ВАК Республики Беларусь

Редакция:

Главный редактор

Щерба Владимир Яковлевич

Технический редактор

Барановский Анатолий Леонидович

Заместитель главного редактора

Прушак Виктор Яковлевич

Ответственный секретарь

Заяц Ирина Михайловна

Редакционная коллегия:

Андрейко С.С. — доктор технических наук, проф.

Богданович П.Н. — доктор технических наук, проф.

Данилов В.А. — доктор технических наук, проф.

Журавков М.А. — доктор физ.-мат. наук, проф.

Зубов В.П. — доктор технических наук, проф.

Кислов Н.В. — доктор технических наук, проф.

Петровский Б.И. — доктор технических наук

Басинюк В.Л. — доктор технических наук

Бровка Г.П. — доктор технических наук, доцент

Губанов В.А. — доктор технических наук

Захаров Ю.Н. — доктор технических наук, проф.

Иванов В.П. — доктор технических наук, проф.

Оника С.Г. — доктор технических наук, проф.

Струк В.А. — доктор технических наук, проф.

**Адрес редакции:**

Республика Беларусь, 223710, г. Солигорск, ул. Козлова, 69
Тел.: (+375 174) 26 35 32, (+375 174) 28 21 07, факс: (+375 174) 26 28 37
E-mail: ontipr@tut.by

СОДЕРЖАНИЕ

ГЕОТЕХНОЛОГИЯ

Журавков М.А. Техногенные динамические события в регионах крупномасштабного освоения подземного пространства. Часть 2. Наведенные динамические срывы в областях разломов и зон разрывов	5
Губанов В.А., Поляков А.Л., Пузанов Д.А., Петровский А.Б. Расчет протяженности зоны опорного давления и ширины зоны разгрузки под лавой при столбовой системе разработки Старобинского месторождения калийных солей	20
Березовский С.Н. Исследование процессов переработки валунно-гравийно-песчаной смеси	25
Халявкин Ф.Г., Оника С.Г., Бабец М.А. Совершенствование приборного обеспечения для контроля технологических параметров буровых промывочных жидкостей	36

МАШИНОСТРОЕНИЕ

Таболич А.В., Воробьев В.В., Иванов Е.Н., Бондаренко С.Н. Получение высококачественного кубовидного щебня при применении технологии центробежно-ударного дробления	42
Таяновский Г.А., Басалай Г.А., Матусович Э.В., Загоровский Ю.В. Модернизация и средства анализа привода колес шахтного самоходного вагона	51
Кучик А.С., Михаленя В.Д., Камозин Д.А., Щерба Е.В. Анализ напряженного состояния подвижных секций конвейера проходческого комбайна при статическом нагружении.....	61

МАТЕРИАЛОВЕДЕНИЕ

Тимошенко В.В., Мельников С.Ф., Шаповалов А.В., Талецкий В.В., Тимофеев А.А., Шаповалов В.М. Влияние природы наполнителей в полимерных композиционных материалах на износ перерабатывающего оборудования	72
Барановский К.Э., Урбанович Н.И., Проворова И.Б., Басалай И.А. Повышение износостойкости хромистых чугунов	78
Екименко А.Н., Неверов А.С., Колдаева С.Н. Износ армированных композитов	82
Приходько И.В., Неверов А.С., Приходько А.П. Реологические и трибологические свойства пластичного смазочного композиционного материала на основе отработанной смазки	94
Константинов В.М. Коррозионная стойкость наплавленных износостойких покрытий из борсодержащих сплавов на железной основе.....	101

Свидетельство о государственной регистрации СМИ № 1000 от 12.01.2010 г.
Подписные индексы: 74933 (для индивидуальных подписчиков), 749332 (для организаций)

Подписано в печать 09.06.2014 г.
Формат 60×84¹/₈. Бумага «Navigator», А4, 80 г/м². Заказ 1684. Усл. печ. л. 18,19. Тираж 100 экз.
Отпечатано Минским областным унитарным предприятием «Слуцкая укрупненная типография»
223610, Республика Беларусь, Минская область, г. Слуцк, ул. М. Богдановича, 7.
ЛП № 02330/0494181 от 03.04.2009 г.

MINE MECHANICAL ENGINEERING AND MACHINE-BUILDING

№ 2 2014

Scientific and Technical Journal

Published since December, 1998

Issued four times a year

The journal is included in the list of scientific publications of Higher Attestation Commission of the Republic of Belarus

Founder of the Journal:

JSC «Soligorsk Institute for Problems
of Resources Savings with Pilot
Production»

Edition:

Editor-in-Chief

Shcherba Vladimir Yakovlevich

Editor-in-Chief Deputy

Prushak Viktor Yakovlevich

Technical Editor

Baranovsky Anatoly Leonidovich

Executive Secretary

Zayats Irina Mikhailovna

Editorial Board:

Andreiko S.S. – Ph.D., Professor

Bogdanovich P.N. – Ph.D., Professor

Danilov V.A. – Ph.D., Professor

Zhuravkov M.A. – Ph.D., Professor

Zubov V.P. – Ph.D., Professor

Kislov N.V. – Ph.D., Professor

Petrovsky B.I. – Ph.D.

Basinyak V.L. – Ph.D.

Brovka G.P. – Ph.D., Assist. Professor

Gubanov V.A. – Ph.D.

Zakharov Y.N. – Ph.D., Professor

Ivanov V.P. – Ph.D., Professor

Onika S.G. – Ph.D., Professor

Struck V.A. – Ph.D., Professor



Editorial Address:

The Republic of Belarus, 223710, Soligorsk, Kozlova Street, 69

Tel: (+375 174) 26 35 32, (+375 174) 28 21 07, Fax: (+375 174) 26 28 37

E-mail: ontiipr@tut.by

CONTENTS

GEOTECHNOLOGY

Zhuravkov M.A. Technogeneous dynamic events in the regions with a large-scale development of the mining area. Part II. Directed dynamic separations in fractured zones.....	5
Gubanov V.A., Polyakov A.L., Puzanov D.A., Petrovski A.B. Calculation of length of a support pressure area and width of a discharge area under the longwall by long-pillar system of working of the Starobin deposit of the potash salts	20
Berezovski S.N. Study of processing of a boulder-gravel-sand composition	25
Haliavkin F.G., Onika S.G., Babets M.A. Improvement of instrument supply in order to control technological parameters of drilling washing liquids	36

MACHINE-BUILDING

Tabolich A.V., Vorobyov V.V., Ivanov E.N., Bondarenko S.N. Production of high-quality cube-shaped crushed stone by using the technology of impact centrifugal crushing.....	42
Tayanovsky G.A., Basalai G.A., Matusovich E.V., Zagorovski Yu.V. Modernization and analysis tools of the wheels' drive of a mine self-powered vehicle.....	51
Kuchik A.S., Mikhalenya V.D., Kamozin D.A., Shcherba Ye.V. The analysis of stress condition of the conveyor movable sections of the roadheader at static loading.....	61

MATERIALS ENGINEERING

Timoshenko V.V., Melnikov S.F., Shapovalov A.V., Taletsky V.V., Timofeenko A.A., Shapovalov V.M. Influence of the nature of fillers in polymeric composite materials on the wear of the processing equipment.....	72
Baranovskiy K.E., Urbanovich N.I., Provorova I.B., Basalai I.A. Improvement of wear resistance of chromic cast irons.....	78
Ekimenko A.N., Neverov A.S., Koldaeva S.N. Wear of reinforced composites.....	82
Prihodzko I.V., Neverov A.S., Prihodzko A.P. Rheological and tribological properties of a plastic lubricating composite material on the basis of waste lubrication.....	94
Konstantinov V.M. Corrosion resistance of wearproof hard faced coatings made of boron containing alloys on the ferrous base.....	101

ГЕОТЕХНОЛОГИЯ

УДК 550.348; 622; 539.3

**ТЕХНОГЕННЫЕ ДИНАМИЧЕСКИЕ СОБЫТИЯ В РЕГИОНАХ
КРУПНОМАСШТАБНОГО ОСВОЕНИЯ ПОДЗЕМНОГО ПРОСТРАНСТВА****Часть 2. Наведенные динамические срывы в областях разломов и зон разрывов**

Журавков М.А. (УО «Белорусский государственный университет», г. Минск, Беларусь)

Статья является продолжением первой части серии, посвященной рассмотрению различных аспектов общей комплексной задачи изучения, моделирования и прогнозирования таких классов динамических процессов как техногенные землетрясения, динамические срывы, наведенные динамические явления, проявляющихся в массивах горных пород вследствие ведения крупномасштабных подземных горных работ. В данной работе рассмотрены общие вопросы, касающиеся взаимосвязи наведенных динамических процессов с тектоническими нарушениями и зонами разрывов.

Введение

Крупномасштабная выемка горных пород и локальная концентрация продуктов их переработки на поверхности приводит к изменению геодинамического режима территории, выражающемуся в увеличении интенсивности современных движений земной коры, проявлению наведенной сейсмичности, усилению динамических проявлений горного давления.

Для описания деформационных процессов большой интенсивности на участках породных массивов, в том числе и в зонах геологических нарушений, являющихся следствием техногенной деятельности людей по освоению подземного пространства, как указывалось в первой части данной серии статей [1], в настоящее время широко используется понятие «возбужденные/наведенные землетрясения» или «тихие землетрясения».

Многолетний анализ статистических закономерностей землетрясений, а так же данные наблюдений за геодинамическим режимом в области тектонических нарушений свидетельствуют о том, что на планете нет сейсмически безопасных разломов, есть только временно дремлющие структуры. Кроме того, следует подчеркнуть, что общеизвестным является факт, что большинство сейсмических событий приурочено к различным тектоническим структурам, нарушениям.

1 Поведение массивов горных пород с разломами и нарушениями при динамических нагрузках. Динамические срывы

Общеизвестно, что земная кора представляет собой дискретную систему блоков, обладающую свойствами иерархичности и самоподобия [2, 3], и может рассматриваться в качестве яркого представителя класса разломно-блоковых сред. Важно отметить,

что в разломно-блоковых средах основные деформационные процессы большой интенсивности и значительных величин протекают в зонах активных разломов. Характер относительного перемещения структурных элементов, а так же объемы и интенсивность высвобождения потенциальной энергии в разломно-блоковых средах в значительной степени определяются напряженно-деформированным состоянием (НДС), строением и физико-механическими характеристиками активных интерфейсных зон.

Деформационные процессы в районах геологических нарушений (тектонических разломов, краевых зонах блоковых структур и т.п.) имеют свои особенности по сравнению с таковыми, протекающими на «спокойных» участках породных массивов. Как и на участках без разрыва сплошности они могут развиваться по схеме «малые и большие деформации», а так же может иметь место «статическое разрушение» (критические деформации) и «динамическое разрушение». Одной из наиболее опасных форм проявления разрушений в районе разломов являются динамические срывы – взаимные смещения породных массивов по границам краевых зон большой амплитуды, происходящие за очень малый промежуток времени [4, 5]. Одним из необходимых условий возникновения динамических срывов в области структурных нарушений массива горных пород является скачкообразное перераспределение деформаций/напряжений.

Динамические явления в породной толще, в том числе и такая наиболее опасная форма их проявления как землетрясения – сложные механические процессы. Очаг сильного землетрясения представляет собой некоторое внезапное смещение в определенном объеме пород по относительно обширной плоскости разрыва, поэтому механизм землетрясения представляет собой кинематику движения в очаге [6]. В естественных условиях массив горных пород во время длительного нарастания деформаций накапливает энергию (потенциальную, упругую), которая затем, высвобождаясь из широкой зоны геоблоков, расположенных по обе стороны от разлома, обеспечивает динамическую подвижку масс в области разлома.

Многие из исследователей, описывая механизм землетрясений, придерживаются в качестве базовой теории упругого высвобождения или упругой отдачи [7]. В этом случае возникновение землетрясений связывается с внезапным высвобождением энергии упругой деформации. В результате длительных движений в районе разлома и накопления в связи с этим напряжений, достигающих предельных для прочности пород величин, происходит разрыв или срез этих пород с внезапным быстрым смещением – упругой отдачей, вследствие чего и возникают сейсмические волны. Таким образом, очень медленные и длительные тектонические движения при землетрясении переходят в сейсмические движения, отличающиеся большой скоростью, что происходит в результате быстрой «разрядки» накопленной упругой энергии. Это разрядка происходит всего за 10-15 секунд (редко за 40-60 секунд).

Накопление упругой энергии в процессе подготовки землетрясений может осуществляться двумя способами [7]. В одном из случаев развитие очага землетрясения объясняется дилатансией, которая, являясь следствием объемных деформаций под воздействием касательных усилий, может одновременно рассматриваться как предвестник землетрясений.

Аналогичная картина наблюдается в верхней части земной коры, где блочная геосреда сильно уплотнена [8]. Можно сказать, что естественным состоянием блочной геосреды является уплотненная структура, способная при активизации смещений на межблочных границах вызвать аналогичную реакцию – дилатансионное разупрочнение материала. Изменение уровня земной поверхности при этом используется для прогноза землетрясения.

Замечание. Для измерения угла наклона земной поверхности может быть применен прибор наклономер, который устанавливается около разломов. Результаты измерений указывают на изменения наклонов во время регистрации сейсмического скольжения незадолго до возникновения слабых землетрясений [9].

Таким образом, дилатансия, возникшая при подготовке землетрясения, обуславливает подъем дневной поверхности, при этом масса приподнятого материала является мерой накопленной потенциальной энергии. Эта энергия наряду с другими механизмами может быть высвобождена, например, за счет триггерных эффектов, исходящих от внешних возмущающих источников. Среди различных спусковых механизмов воздействия наиболее вероятным считается изменение нормального давления на контактах, в результате которого отношение τ/σ (касательных напряжений к нормальным напряжениям) может стать критическим, равным коэффициенту трения блочной геосреды. Это объясняет обнаруженный эффект аномально низкого трения, проявляющийся при импульсном воздействии на контактах блочной среды [10, 11]. В геосреде блочной структуры скачки высвобождающейся энергии излучают сейсмические волны, которые раскачивают и смещают поверхность грунта в вертикальном и горизонтальном направлениях.

В других моделях, деформационных, рассматриваются предвестники землетрясений, полученные по данным наблюдений за медленными движениями точек земной коры. В таких моделях считается, что при подготовке землетрясений главную роль в накоплении упругой энергии и высоких напряжений на краях плит играют осложнения, возникающие на контактах взаимно перемещающихся блоков, препятствующих их свободному скольжению при относительно гладком строении поверхности. Главным препятствием свободному скольжению могут быть зацепления/консолидация отдельных блоков, принадлежащих противоположным берегам разлома, либо трение с неустойчивым скольжением при переходе от стадии медленных движений к быстрым («штрибек-эффект») [12]. В любом случае процесс накопления заканчивается достижением максимальных, предельно возможных напряжений, подвижкой по контакту и частичным сбросом нагрузки. При этом дилатансия может рассматриваться как дополнительный источник (помимо упругих напряжений) накопления потенциальной энергии, высвобождаемой затем при землетрясении.

Деформация, происходящая скачкообразно, излучает упругие волны. Эта энергия составляет лишь небольшую долю от полной энергии деформаций. Тем не менее, она часто оказывается достаточной, чтобы вызвать колоссальные катастрофические последствия.

Замечание. В деформационных моделях рекомендуется организация мониторинговых наблюдений за медленными движениями точек земной коры в области тектонических нарушений как предвестников землетрясений.

2 Слабые циклические динамические воздействия как потенциальный источник техногенных динамических явлений в области разломов

Анализ результатов экспериментальных натурных исследований [13] свидетельствует о том, что даже слабые воздействия оказывают некоторое влияние на процесс диссипации упругой энергии изучаемого фрагмента среды. Поэтому, например, многократно повторяющееся динамическое нагружение может быть эффективным инструментом управления процессом релаксации локальных концентраторов напряжений в геосфере.

Действительно, многочисленные литературные данные свидетельствуют о том, что одним из основных факторов, способных оказывать влияние на характер смещений

геоблоков в зонах сейсмоактивных разломов, являются циклические/вибрационные воздействия [14-16].

Среди целого ряда механизмов влияния циклических/вибрационных воздействий на смещения в зонах сейсмоактивных разломов можно выделить два. *Первый* обусловлен тем, что подвижки инициируются при определенном пороговом уровне напряжений, который при наложении колебаний достигается быстрее за счет возникновения локальных максимумов синусоидального напряжения на контактирующих неровностях поверхностей [16]. *Второй механизм* связан с ролью колебаний/вибраций как «деформационного насоса», накачивающего деформации в область границ раздела, в которых достигнуто локальное значение предела текучести [17].

В работе [13] приведены сведения об обнаруженном направленном изменении отклика фрагмента активного разлома на слабые динамические воздействия при изменении локального напряженного состояния среды. Это позволяет разработать новые, сейсмовибрационные методы оценки уровня напряженного состояния различных участков разломов.

Зафиксировано [13], что имеет место уменьшение «чувствительности» фрагмента разлома по отношению к любым динамическим воздействиям при снижении уровня внутренних напряжений. Данное обстоятельство может быть связано с тем, что в условиях высоких локальных напряжений даже слабое динамическое воздействие может инициировать малые подвижки. Выявлено, что при «разрядке» среды в зоне разлома нормальные напряжения изменяются значительно слабее сдвиговых.

Отсутствие видимого мгновенного отклика разлома на слабые динамические воздействия при изменении уровня локальных напряжений не означает, что разлом является нечувствительным к таким воздействиям. Так, изложенные в литературе [18, 19] исследования показали, что *помимо первой фазы реакции разлома, связанной с прохождением упругих инициирующих колебаний от источника, после некоторой временной задержки продолжительностью несколько минут или даже часов, может иметь место и вторая фаза отклика.*

В зависимости от мощности и энергии источника динамического воздействия, а также от уровня напряжений в зоне разлома, величина смещений во второй фазе может быть как крайне малой, так и на порядок превосходить смещения в первой фазе. Важным является то, что смещения во второй фазе происходят в криповом режиме, где продолжительность второй фазы может быть соизмерима со временем задержки или даже значительно (на порядок) превосходить ее. Вторая фаза отклика разлома, как правило, сопровождается появлением пакетов (или серий пакетов) обратимых импульсных смещений с амплитудами в десятки микрон и периодом несколько секунд. По виду пакет смещений напоминает замедленное землетрясение, при этом его продолжительность может быть 10-15 минут [13].

Важным фактором, определяющим состояние, а, следовательно, и отклик зон активных разломов на динамическое воздействие, является их обводненность [20, 21]. Жидкость снижает значение эффективного коэффициента трения на контактах геоблоков. Из результатов моделирования и натурных экспериментов [18, 22] следует, что обводнением разлома (изменением его состояния) можно инициировать смещения по разлому и, тем самым, снизить уровень локальных напряжений. Эти результаты также косвенно подтверждаются наблюдаемой в ряде регионов корреляцией сейсмической активности и уровня подземных вод, которые могут активно распространяться по разломным зонам [20, 21].

Например, результаты мониторинга, представленные в работе [13], показали, что обводненные зоны разлома совместно с вибрационным воздействием инициировали

аномальные по величине смещения в плавном («квазивязком») режиме (средняя величина скорости смещений не превышала 0,8 мм/сутки) *без выделения мощных сейсмических импульсов*. Аномально большие смещения по разлому привели к значительному снижению уровня локальных напряжений в изучаемом фрагменте геосферы. При этом, в таком «разряженном» разломе отсутствует динамический сдвиговой отклик на слабые виброимпульсные воздействия.

Весьма важным является следующее, наблюдаемое в экспериментах явление [13]: динамические воздействия на зоны разломов в обводненной среде могут приводить не только к более эффективной реализации энергии нагружения, но и к изменению структуры зоны разлома. Так, в [13] описаны интересные результаты наблюдений за уровнем воды в скважине. После серии из двух взрывов в наполненной водой скважине было зафиксировано резкое (более чем в три раза) увеличение скорости фильтрации воды в изучаемом фрагменте зоны разлома. Возросла и «поглощающая» способность фрагмента разлома. Это свидетельствует об изменении трещинно-поровой структуры фрагмента зоны разлома в результате множественных повреждений, вызванных распространением ударной волны в насыщенном водой разломе. Следует отметить, что изменение структуры массива может приводить и к уменьшению эффективного коэффициента трения, т.е. отклика изучаемого фрагмента.

3 Активизация разрывов в реальном времени – основная причина динамических явлений в области разломов

Наиболее опасные и крупномасштабные динамические явления возникают в большинстве своем в результате подвижки массива по активным сместителям зон разрывов. Это является установленным фактом, например, на основании сейсмологических наблюдений и визуального обследования горных выработок [23].

Замечание. Под зонами разрывов понимаем граничные поверхности соседних блоков, естественные зоны тектонических разрывов, техногенные макротрещины, и т.д. К зонам разрывов относим и систему развитых линий скольжения, проявившихся вследствие ведения в породном массиве крупномасштабных горных работ.

В свою очередь, подвижки в геодинамически опасных зонах вызываются различными горнотехническими факторами, среди которых наиболее значимыми являются *приближение к зонам разрывов фронта очистных работ и увеличение общих площадей отработки на рассматриваемой территории*. Вследствие ведения горных работ в массиве может наблюдаться активность разрывов, что в свою очередь влияет на интенсивность проявления динамических явлений. Влияние очистных работ выражается в наложении техногенных напряжений от горных работ на естественное поле напряжений, главным образом в тектонически-напряженных зонах, в областях зон разрывов. В результате формируются геодинамически опасные области с критическим уровнем напряжений, в которых с дальнейшим развитием (движением) горных работ могут наблюдаться динамические явления.

Активизация разломов может быть вызвана деформационными волнами. Очевидно, что из многочисленной группы причин, стимулирующих землетрясения и горные удары, деформационным волнам, как триггерным механизмам, принадлежит одна из наиболее существенных ролей [24].

Активизация разломов происходит в случае нарушения квазистационарного состояния блочной среды литосферы, вследствие взаимных подвижек блоков и преодоления сил трения между берегами разломов [25-27]. В свою очередь сейсмические события проявляются, если подвижки блоков реализуются прерывистым скольжением по

разрывам [24]. Таким образом, сейсмическое событие и активизация разрыва являются взаимосвязанными процессами [28].

Как правило, сейсмические зоны развиваются на территориях с интенсивной активизацией разломно-блоковой среды литосферы. Следует подчеркнуть, что какая-то часть разломов активизированной блоковой среды все же остается пассивной, особенно если речь идет о техногенном землетрясении. Так, в [24] показано, что современные исследования в сейсмоактивных зонах убедительно свидетельствуют о том, что в процесс активизации вовлекаются не все разрывы. Активизация происходит избирательно даже в интервалах реального времени. Это известное сегодня явление не может быть объяснено только изменениями региональных полей напряжений, которые консервативны в интервалах реального времени. В статье [24], например, выполнен анализ и рассмотрены некоторые закономерности селективной активизации разрывов в реальном времени.

Вместе с тем, ни одна из общеизвестных моделей, предложенных для описания сейсмического процесса, не предполагает изучения закономерностей активизации лишь отдельных выбранных (случайным образом или в результате детерминированного подхода) разломов и их периодической сейсмичности, конечным результатом которых в пространственно-временном отношении и является сейсмический процесс [24]. Дополнительные трудности подобного исследования возникают из-за большой разности временных шкал, по которым сопоставляются геологические (формирование протяженных разломов в течение миллионов лет) и сейсмические (дни, месяцы, годы, первые десятилетия) процессы.

В соответствии с изложенным, актуальным представляется рассмотрение следующих задач [24, 29]:

- построение моделей выборочной (селективной) пространственно-временной активизации разломов, инициирующих сейсмические события;
- моделирование пространственно-временной локализации сейсмических событий в области динамического влияния сейсмоактивного разлома;
- выбор и обоснование вероятных (возможных) триггерных механизмов, определяющих выборочную активизацию разломов в интервалах реального времени.

Динамические явления, связанные с техногенной деятельностью по отработке месторождений полезных ископаемых, происходят, как правило, в окрестности предельно напряженного участка породного массива с определенным уровнем накопленной потенциальной энергии. Наиболее сильные явления возникают при «резком» и значительном по величине сдвигении пород со взаимными смещениями блоков. Это согласуется с физикой очагов сильных землетрясений, которые, как правило, происходят в зонах крупных разломов и сопровождаются существенными подвижками берегов разломов.

При рассмотрении взаимосвязи наведенной сейсмичности с активизацией разломов наиболее значимыми разновидностями последних следует считать те, в областях динамического влияния которых геофизические и геомеханические процессы происходят в настоящее время. Под реальным для современных исследований временем следует понимать этапы в месяцы, годы, первые десятилетия, но не более чем столетний предшествующий период [24, 30].

В геомеханике и сейсмологии большое внимание уделяется экспериментальным исследованиям, связанным с изучением механизмов и закономерностей развития катастрофических сейсмических и медленных волновых процессов в формирующихся очаговых зонах и их окрестностях. Получаемая информация о местах возможной концентрации очагов сейсмособытий и о динамике изменения их энергетических показателей

в современных условиях должна быть неотъемлемым элементом комплексного мониторинга опасных участков породных массивов для принятия своевременных решений по осуществлению профилактических мероприятий, связанных с предотвращением техногенных опасных динамических явлений.

По результатам геомеханических исследований и комплексного анализа значительного количества зарегистрированных на рудниках Дальневосточного региона динамических проявлений горного давления установлено, например, что формирование удароопасных геомеханических ситуаций зависит от участия как природных, так и техногенных факторов, из которых основными являются тектонические нарушения, зоны разрывов, высокая изрезанность массива выработками и топология выработанного пространства и др. [31]. Кроме того, показано, что в основном сильные динамические явления происходят спустя определенное время после массовых взрывов или цикла проходческих работ и, как правило, сопутствуют областям массивов из крепких и жестких пород. Значительное увеличение объемов отработки может приводить к возникновению качественно новой геомеханической ситуации. При этом, с увеличением размеров и количества отработанных участков на рассматриваемой территории породной толщи, наиболее значимым фактором, определяющим удароопасность массива горных пород, становятся области геодинамически активных разломов. С увеличением глубины и масштаба отработки изменяются форма и характер динамических проявлений горного давления: все большее распространение получают толчки в глубине массива, некоторые из них сопровождаются выделением значительной сейсмической энергии.

Следует подчеркнуть, что выделить из группы разломов наиболее активные и опасные, путем организации мониторинга движений по разломам в краткосрочные интервалы реального времени на основе геодезических методов, не представляется возможным. Так, в этом случае, частота осмотра реперов, закрепленных на разных крыльях разломов, должна быть достаточно интенсивной [30]. При этом выполнять это условие необходимо на больших площадях и при значительном количестве разломов. Поэтому необходимы другие методы исследований, которые позволяют на современном уровне выделять активные разломы и классифицировать их по степени относительной активности и подвижек в интервалах реального времени [4, 32-34].

4 Оценка потенциальной опасности возникновения динамических срывов в зонах нарушений породной толщи

Одним из основных положений существующих моделей очага землетрясения (это в полной мере относится и к техногенному землетрясению) является гипотеза о высоких значениях касательных напряжений в большей части его будущего очага. Считается, что на последней стадии подготовки землетрясения происходит повышение этих напряжений до определенного значения, а в процессе афтершоковой деятельности осуществляется релаксация напряжений в тех участках очага, где они остались высокими и после землетрясения [6, 7]. Предполагается, что чем выше интенсивность напряжений, действующих в земной коре, тем выше значение сбрасываемых напряжений и, следовательно, тем более разрушительное землетрясение может произойти.

Исследования последних лет, основанные на анализе природных напряжений (например, [35]), существенно корректируют данные представления. Участки разломов, вдоль которых наблюдается резкое изменение интенсивности напряжений, следует рассматривать как области неустойчивости, потенциально опасные для возникновения динамических разрывов большой протяженности. При этом, протяженность области пониженных напряжений, находящейся в окружении областей высоких напряжений, оп-

ределяет минимальную длину разрыва в очаге ожидаемого землетрясения и, следовательно, минимальную ее магнитуду.

Известно, что относительное проскальзывание двух предварительно напряженных твердых тел сдвигающей нагрузкой может осуществляться при разных режимах: устойчивом, когда наблюдается постоянное движение, прерывистом и неустойчивом. В геомеханике смещения такого рода на разломах классифицируются как сейсмические и асейсмические события. К числу пионерных работ по изучению механизма прерывистого скольжения следует отнести работу [36], где отмечается, что причиной, вызывающей скачок смещений, является взаимное зацепление с последующим разрушением шероховатостей на контактирующих поверхностях горных пород.

Сама идея жесткого зацепления блоков, теряющих затем устойчивость, несомненно, привлекательна. Однако она имеет ряд сомнительных, а порой противоречивых утверждений. Вследствие этого, усилия исследователей направлены на развитие и усовершенствование таких моделей. Так, в [37] предлагается физическая модель трения, в которой рассматривается зависимость силы трения от скорости, при этом «возможные» «зацепы» за неровности поверхностей здесь не принимаются во внимание как «чужеродные трению процессы». Микроскопически прерывистое скольжение с трением двух блоков возникает в результате разницы статического и кинетического трения [6].

Блочная структура земной коры содержит межблоковые промежутки – разломы и трещины, заполненные дробленным материалом и мягким грунтом. Когда внутренние деформации сдвигаемых блоков малы, большую роль играет область поверхности раздела и заполняющий ее обломочный материал. В этом случае деформационные свойства среды будут определяться в основном процессами на контактах и межблоковых промежутках.

Процесс деформирования блочной структуры горных пород в большой степени зависит от касательной и нормальной составляющих жесткостей контакта, характеризующих связь между напряжениями и деформациями [38]. В [39, 40] предложены теоретические и экспериментальные методы их оценки для разных материалов, а также учет влияния на них таких факторов, как влажность, шероховатость поверхностей и т.д. Численное моделирование процесса показывает, что на режим скольжения оказывает влияние не только контактные характеристики материалов, но и вид нагружения [41]. Аналогичные выводы получены из решения задачи о поведении материала вокруг выработки: «в зависимости от параметров нагружения может наступить ситуация, когда скольжение с высвобождением упругой энергии становится неконтролируемым» [42]. Анализ экспериментальных исследований взаимодействия нагружающих прессов и деформированных образцов, изучения различных режимов скольжения проведен, например, в работах [43, 44].

Одним из главных условий проявления динамического срыва является ситуация, когда смещениям по зонам разрывов препятствуют значительные силы сцепления на некоторых участках нарушения. Вследствие этого, на нарушениях аккумулируются значительные «запасы» энергии, которые впоследствии и определяют мощность динамических явлений. Очевидно, что в таких условиях подвижки по разрывам могут сопровождаться сильным «сотрясением» массива, влекущим за собой крупномасштабные разрушения и нарушения в породной толще на больших площадях. Например, сейсмическая энергия горно-тектонического удара может достигнуть 10^8 Дж и более [23].

В свою очередь, появлению в зонах разрывов участков с повышенным сцеплением способствуют, в том числе, следующие факторы [23, 45]:

1. наличие в зонах разрывов областей резкого уменьшения мощности нарушения (характерного размера, определяющего «толщину» нарушения);

2. наличие различного вида искривлений граничной поверхности разрывного нарушения;

3. «неразвитость» или «залеченность» граничных (контактных) поверхностей зон нарушений.

Механическая интерпретация первого пункта состоит в следующем: граничные поверхности областей нарушения с уменьшенной мощностью в том же поле силового нагружения «жестко» контактируют между собой, тем самым формируются повышенные концентрации действующих по нормали к поверхности контакта сжимающих напряжений, которые и препятствуют реализации подвижек, создавая условия для нарастания касательных напряжений.

Природа действия фактора, обозначенного во втором пункте, очевидна: искривления граничных поверхностей требуют дополнительных усилий для преодоления сопротивления по контактными поверхностям.

Ситуация, указанная в третьем пункте, свойственна, например, линиям скольжения: когда линии скольжения «не раскрываются» полностью на всем рассматриваемом участке породного массива, вследствие неоднородности поля напряжений и не выполнения условия нарушения контактного взаимодействия на участках линий скольжения.

Помимо участков с повышенными силами сцепления эпицентры динамических явлений могут быть приурочены и к участкам пересечения нескольких (двух или более) активных разрывов, образующих клиновидные блоки пород [45].

В работе [23] приведены результаты обобщения экспериментальных исследований по выявлению основных факторов, оказывающих воздействие на возникновение динамических явлений в районах геодинамических зон. В этой работе выполнена так же в первом приближении оценка упругой энергии в области повышенных напряжений (в тектонически-напряженной зоне). Воспользуемся выкладками, приведенными в данной работе.

Выражение для определения упругой энергии W_p в области D породного массива записывается в следующем виде:

$$W_p = \iiint_D \frac{\sum \sigma_i^2}{E_{ef}} dV \approx 3 \frac{\sigma_{cp}^2}{E_{ef}} V_D, \quad (1)$$

где σ_i – главные напряжения в области D ;

E_{ef} – эффективный приведенный модуль упругости среды в объеме D ;

σ_{cp} – среднее значение напряжений в области D ;

V_D – объем области D .

Упругая энергия в области D при отсутствии аномалий напряженного состояния в соответствии с (1) равна (для упрощения выкладок рассмотрен случай при коэффициенте бокового распора $\kappa = 1$):

$$W_p^0 = \frac{3(\gamma H)^2}{E_{ef}^0}. \quad (2)$$

Обозначив через η отношение упругой энергии аномальной зоны к упругой энергии зоны без аномалий, получим:

$$\eta = \frac{W_p^a}{W_p^0} = \left(\frac{\sigma_{cp}^a}{\gamma H} \right)^2 \left(\frac{E_{ef}^0}{E_{ef}^a} \right). \quad (3)$$

В соответствии с формулой (3) выполнена оценка превышения упругой энергии в аномальных зонах над энергией зоны без аномалий для различных участков Старобинского месторождения калийных солей.

Выполненные расчеты главных напряжений в тектонически-активных зонах различных участков месторождения по сравнению с однородными (по напряженному состоянию) зонами позволили выделить в нем несколько характерных участков по уровню напряженного состояния в последних. Напряжения в этих зонах возрастают по отношению к однородному напряженному состоянию в 1,5-5 раз. Кроме того, можно считать, что в таких зонах, вследствие повышенного напряженного состояния, увеличивается значение модуля упругости в 1,5-2 раза [46].

Тогда, согласно формуле (3), величина η принимает значения от 2 до 6. Таким образом, в тектонически-напряженных зонах массив горных пород накапливает весьма существенную по сравнению с обычными условиями потенциальную упругую энергию, что соответственно существенно повышает динамическую опасность данных областей.

Критерий потенциальной опасности геодинамической зоны по энергетическому критерию может быть сформулирован следующим образом [23, 47, 48]:

$$\Delta E = \sum_{i=1}^n \Delta E_i \geq \Delta E_{kp}, \quad (4)$$

где ΔE_i – приток энергии в краевую часть удароопасной области за счет различных процессов;

ΔE_{kp} – критическое значение притока энергии, определяемое для различных видов динамических явлений (таблица) [49].

Таблица – критическое значение притока энергии для различных видов динамических явлений

Вид динамических явлений	Величина ΔE_{kp} , Дж
толчки	$\leq 10^2$
микроудары	$10^2 - 10^4$
горные удары	$10^4 - 10^6$
горно-тектонические удары	$\geq 10^6$

В качестве величин ΔE_i могут выступать, например, следующие значения: приток энергии за счет срыва сцепления вдоль контактной поверхности тектонического нарушения; приток энергии вследствие собственно ведения горных работ (наличия выработанного пространства); приток энергии вследствие наличия зон повышенных напряжений (например, тектонических напряжений, от горного давления, обусловленного другими горными работами и др.); приток энергии вследствие развития линий скольжения и разделения массива на структуры и т.д.

В качестве примера можно привести один из возможных способов вычисления значений ΔE_i [50].

Так приток энергии ΔE_3 за счет техногенного воздействия очистной выработки можно определить в соответствии с формулой

$$\Delta E_3 = \frac{1 - \nu^2}{E} \pi (\gamma H)^2 l_0 \Delta S, \quad (5)$$

где ν – коэффициент Пуассона;

E – эффективный модуль упругости массива;

l_0 – половина длины лавы;

ΔS – элемент увеличения площади очистного пространства при продвижении очистного забоя.

Приток энергии ΔE_4 вследствие наличия тектонически-напряженной зоны в области ведения горных работ можно оценить величиной

$$\Delta E_4 = \frac{1 - \nu^2}{E} \pi (\sigma_T - \gamma H)^2 l_0 \Delta S, \quad (6)$$

где σ_T – вертикальные напряжения в рассматриваемой зоне, а остальные обозначения те же, что и в формуле (5).

Замечание. Формулой (6) можно пользоваться и в общем случае при «попадании» выработки в зону напряжений, отличных от естественного напряженного состояния, а не только тектонических напряжений. Это могут быть, например, зоны разгрузки от повышенных напряжений вследствие горных работ (от влияния другой выработки) и т.д.

Выводы

В массивах горных пород, представляющих собой разломно-блоковые структуры (образования), большинство деформационных процессов большой интенсивности и значительных величин протекают в зонах активных разломов и зонах разрывов. Характер относительных перемещений структурных элементов, а так же объемы и интенсивность высвобождения потенциальной энергии при этом в значительной степени определяются напряженно-деформированным состоянием, строением и физико-механическими характеристиками активных интерфейсных зон.

Наиболее опасные и крупномасштабные динамические явления возникают в большинстве своем в результате подвижки массива по активным сместителям зон разрывов. При этом под зонами разрывов понимаем граничные поверхности соседних блоков, естественные зоны тектонических разрывов, техногенные макротрещины, и т.д. К зонам разрывов относим и систему развитых линий скольжения, проявившихся вследствие ведения в породном массиве крупномасштабных горных работ.

Одной из наиболее опасных форм проявления разрушений в районе разломов являются динамические срывы – взаимные смещения породных массивов по границам краевых зон (зон разрывов) большой амплитуды, происходящие за очень малый промежуток времени. Главным условием проявления динамического срыва является ситуация, когда смещения по зонам разрывов препятствуют значительные силы сцепления на некоторых участках нарушения. Вследствие этого, на нарушениях аккумулирую-

ются значительные «запасы» энергии, которые впоследствии и определяют мощность динамических явлений. В таких условиях подвижки по разрывам могут сопровождаться сильным «сотрясением» массива, влекущим за собой крупномасштабные нарушения и разрушения породной толщи на больших площадях. Итак, необходимым условием возникновения динамических срывов в области структурных нарушений массива горных пород является скачкообразное перераспределение деформаций/напряжений.

Активизация разломов может быть вызвана деформационными волнами. Очевидно, что из многочисленной группы причин, стимулирующих землетрясения и горные удары, деформационным волнам, как триггерным механизмам, принадлежит существенная роль.

Подвижки в геодинамически опасных зонах вызываются различными горнотехническими факторами, среди которых наиболее значимыми являются приближение к зонам разрывов фронта очистных работ и увеличение общих площадей отработки на рассматриваемой территории.

Влияние очистных работ выражается в наложении техногенных напряжений от горных работ на естественное поле напряжений, главным образом тектонически-напряженные зоны, в областях зон разрывов. В результате формируются геодинамически опасные области с критическим уровнем напряжений, в которых с дальнейшим развитием (движением) горных работ могут наблюдаться динамические явления.

При интенсивной активизации разломно-блоковой среды какая-то часть разломов все же остается пассивной, особенно если речь идет о техногенном землетрясении. В соответствии с этим, актуальным представляется рассмотрение следующих задач:

- построение моделей выборочной (селективной) пространственно-временной активизации разломов, инициирующих сейсмические события;
- моделирование пространственно-временной локализации сейсмических событий в области динамического влияния сейсмоактивного разлома;
- выбор и обоснование вероятных (возможных) триггерных механизмов, определяющих выборочную активизацию разломов в интервалах реального масштаба времени.

Получаемая информация о местах возможной концентрации очагов сейсмособытий и о динамике изменения их энергетических показателей в современных условиях должна быть неотъемлемым элементом комплексного мониторинга опасных участков породных массивов для принятия своевременных решений по осуществлению профилактических мероприятий, связанных с предотвращением техногенных опасных динамических явлений.

Список использованных источников

1. **Журавков, М.А.** Техногенные динамические события в регионах крупномасштабного освоения подземного пространства. Ч. 1: Возможно ли техногенное динамическое событие большой интенсивности как следствие крупномасштабного освоения подземного пространства? / М.А. Журавков // Горная механика и машиностроение. – 2014. – № 1. – С. 5-24.
2. **Садовский, М.А.** Деформирование геофизической среды и сейсмический процесс / М.А. Садовский, Л.Г. Болховитинов, В.Ф. Писаренко. – М.: Наука, 1987.
3. **Садовский, М.А.** Доклады АН СССР / М.А. Садовский // 1979. – Т. 247. – № 4.
4. **Журавков, М.А.** Динамические срывы по структурным нарушениям в условиях блочно-слоистого массива горных пород. Проблемы, гипотезы, модели /

М.А. Журавков, С.С. Андрейко // Материалы, технологии, инструменты. – 1997. – № 2. – С. 76-87.

5. **Журавков, М.А.** Геомеханический мониторинг горных массивов / М.А. Журавков, О.В. Стагурова, М.А. Ковалева. – Минск: Юникап, 2002. – 252 с.

6. **Казахара, К.** Механика землетрясений / К. Казахара. – М.: Мир, 1985.

7. **Scholz, C.H.** The mechanics of earthquakes and faulting / C.H. Scholz. – Cambridge University Press, 1990. – 439 p.

8. **Бобряков, А.П.** Влияние слабых сотрясений на статически напряженный массив сыпучей среды / А.П. Бобряков // ФТПРПИ. – 2008. – № 2.

9. **Гир, Д.Ж.** Зыбкая твердь / Д.Ж. Гир, Ш. Шах. – М.: Мир, 1988.

10. **Курленя, М.В.** Волны маятникового типа. Ч. II: Методика экспериментов и основные результаты физического моделирования / М.В. Курленя, В.Н. Опарин, В.И. Востриков // ФТПРПИ. – 1996. – № 4.

11. **Курленя, М.В.** Об эффекте аномально низкого трения в блочных средах / М.В. Курленя, В.Н. Опарин, В.И. Востриков // ФТПРПИ. – 1997. – № 1.

12. **Бобряков, А.П.** О механизме прерывистого скольжения в сыпучей среде / А.П. Бобряков // ФТПРПИ. – 2010. – № 6.

13. **Псахье, С.Г.** Новый подход к сейсмически безопасной релаксации локальных напряжений в земной коре / С.Г. Псахье, Е.В. Шилько, С.В. Астафуров, А.В. Димаки, В.В. Ружич, В.В. Лопатин // Геодинамика и напряженное состояние недр Земли: материалы междунар. конф., Новосибирск, 2006 г. / Институт горного дела СО РАН. – Новосибирск, 2006. – С. 451-459.

14. **Кочарян, Г.Г.** Инициирование деформационных процессов в земной коре слабыми возмущениями / Г.Г. Кочарян, В.Н. Костюченко, Д.В. Павлов // Физическая мезомеханика. – 2004. – Т. 7. – № 1.

15. Малые возмущения и напряженно-деформированное состояние земной коры / Г.Г. Кочарян [и др.] // Физическая мезомеханика. – 2005. – Т. 8. – № 1.

16. **Соболев, Г.А.** Физика землетрясений и предвестники / Г.А. Соболев, А.В. Пономарев. – М.: Наука, 2003.

17. **Псахье, С.Г.** Письма в ЖТФ / С.Г. Псахье, Е.В. Шилько, С.В. Астафуров. – 2004. – Т. 30. – № 6.

18. Изучение влияния водонасыщения и вибраций на режим смещений в зонах разломов / С.Г. Псахье [и др.] // Физическая мезомеханика. – 2004. – Т. 7. – № 1.

19. **Tomlinson, G.A.** Philos. Mag / G.A. Tomlinson. – 1929. – Ser. 7. – V. 7.

20. **Costain, J.K.** Geology / J.K. Costain, G.A. Bollinger, J.A. Speer. – 1987. – V. 15. – № 7.

21. **Киссин, И.Г.** Землетрясения и подземные воды / И.Г. Киссин. – М.: Наука, 1982.

22. Изучение влияния виброимпульсных воздействий на режим смещений в зонах сейсмоактивных разломов / В.В. Ружич [и др.] // Физическая мезомеханика. – 2003. – Т. 6. – № 1.

23. **Шабаров, А.Н.** О формировании геодинамических зон, опасных по горно-тектоническим ударам / А.Н. Шабаров // ФТПРПИ. – 2001. – № 2. – С. 16-27.

24. **Шерман, С.И.** Естественные триггерные механизмы нарушения метастабильного состояния разломно-блоковой среды литосферы в реальном времени / С.И. Шерман // ФТПРПИ. – 2009. – № 5. – С. 33-48.

25. **Садовский, М.А.** Сейсмический процесс в блоковой среде / М.А. Садовский, В.Ф. Писаренко. – М.: Наука, 1991.

-
26. **Кочарян, Г.Г.** Динамика деформирования блочных массивов горных пород / Г.Г. Кочарян, А.А. Спивак. – М.: ИЦК «Академкнига», 2003.
27. **Соболев, Г.А.** Динамика разрывообразования и сейсмичность / Г.А. Соболев // Тектонофизика сегодня. – М.: ОИФЗ РАН, 2002.
28. **Гзовский, М.В.** Основы тектонофизики / М.В. Гзовский. – М.: Наука, 1975.
29. **Шерман, С.И.** Области динамического влияния разломов / С.И. Шерман, С.А. Борняков, В.Ю. Буддо. – Новосибирск: Наука, 1983.
30. **Кузьмин, Ю.О.** Современная геодинамика разломных зон / Ю.О. Кузьмин // Физика Земли. – 2004. – № 10.
31. **Рассказов, И.Ю.** Особенности формирования техногенных волновых полей при отработке месторождений Дальнего Востока / И.Ю. Рассказов // Геодинамика и напряженное состояние недр Земли: материалы междунар. конф., Новосибирск, 2006 г. / Институт горного дела СО РАН. – Новосибирск, 2006. – С. 460-467.
32. Методы и измерительные приборы для моделирования и натурных исследований нелинейных деформационно-волновых процессов в блочных массивах горных пород / В.Н. Опарин [и др.]. – Новосибирск: СО РАН, 2007.
33. Спутниковые технологии в геодинамике / под ред. В.Н. Губина. – Минск: Минсктиппроект, 2010. – 90 с.
34. **Кашников, Ю.А.** Определение оседаний земной поверхности подработанных территорий при разработке полезных ископаемых по результатам интерферометрической обработки радарных данных / Ю.А. Кашников, В.В. Мусихин, И.А. Лысков // Физико-технические проблемы разработки полезных ископаемых. – 2012. – № 4. – С. 68-77.
35. **Ребецкий, Ю.Л.** Разномасштабная неоднородность напряжений очаговых областей – определяющий фактор возникновения землетрясений / Ю.Л. Ребецкий // Геодинамика и напряженное состояние недр Земли: материалы междунар. конф., Новосибирск, 2006 г. / Институт горного дела СО РАН. – Новосибирск, 2006. – С. 473-482.
36. **Brace, W.F.** Stick-slip as a mechanism of earthquakes / W.F. Brace, J.D. Byerlee. – Science, 1966.
37. **Родионов, В.Н.** Динамика медленного оползания блока пород / В.Н. Родионов, И.А. Сизов // Геоэкология. – 1999. – № 4.
38. Создание геомеханических моделей геофизических объектов / Г.Г. Кочарян [и др.] // Физические процессы в геосферах при сильных возмущениях. – М.: ИГД РАН, 1996.
39. **Леонтьев, А.В.** Об определении коэффициентов жесткости контакта между блоками горных пород / А.В. Леонтьев, Л.А. Назаров // ФТПРПИ. – 1994. – № 2.
40. Development of a shear-flow test apparatus and determination of coupled properties for a single rock joint / N. Esaki [etc.] // Int. J. Rock Mech, Min. Sci. – 1999. – 36.
41. **Линьков, А.М.** Численное моделирование сейсмических и асейсмических событий в геомеханике / А.М. Линьков // ФТПРПИ. – 2005. – № 1.
42. **Ревуженко, А.Ф.** О напряженно-деформированном состоянии разупрочняющегося массива вокруг выработки / А.Ф. Ревуженко // ФТПРПИ. – 1978. – № 2.
43. **Бенявски, З.У.** Управление горным давлением / З.У. Бенявски; под ред. Е.И. Шемякина. – М.: Мир, 1990.
44. **Бобряков, А.П.** Экспериментальное исследование неустойчивых режимов скольжения / А.П. Бобряков, А.В. Лубягин // ФТПРПИ. – 2008. – № 4. – С. 13-23.
45. Методические указания по прогнозу ударо- и выбросоопасных зон вблизи разрывных нарушений. – Л.: ВНИМИ, 1990.
46. **Шабаров, А.Н.** Тектонически напряженные зоны и их типизация / А.Н. Шабаров // Материалы науч. семинара ВНИМИ / ИГД РАН. – СПб., 1996.

-
47. Прогноз и предотвращение горных ударов на рудниках / Под ред. И.М. Петухова, А.М. Ильина, К.Н. Трубецкого. – М.: АГН, 1997.
48. **Качанов, Л.М.** Механика хрупкого разрушения / Л.М. Качанов. – М.: Наука, 1975.
49. **Шабаров, А.Н.** Геомеханические аспекты, опыт и перспективы решения проблем геодинамической безопасности на предприятиях топливно-энергетического комплекса / А.Н. Шабаров // Проблемы геодинамической безопасности: II Междунар. рабочее совещание, Санкт-Петербург, 24-27 июня 1997 г. / ВНИМИ. – СПб., 1997.
50. **Смирнов, В.А.** Физические процессы в очагах горных ударов и региональный прогноз по геофизическим полям: автореф. дис. ... доктора техн. наук / В.А. Смирнов; ВНИМИ. – СПб., 1991.
-

Zhuravkov M.A.

Technogeneus dynamic events in the regions with a large-scale development of the mining area

Part II. Directed dynamic separations in fractured zones

The article is a continuation of the first part of the series devoted to the consideration of various aspects of the general integrated task of investigation, simulation and forecasting such classes of dynamic processes as technogeneus earthquakes, dynamic separations, directed dynamic phenomena appearing in rock mass as a result of large-scale mining operations. The paper considers general questions concerning interrelation of directed dynamic processes with tectonic movements and fractured zones.

Поступила в редакцию 04.02.2014 г.

УДК 622.831.22

РАСЧЕТ ПРОТЯЖЕННОСТИ ЗОНЫ ОПОРНОГО ДАВЛЕНИЯ И ШИРИНЫ ЗОНЫ РАЗГРУЗКИ ПОД ЛАВОЙ ПРИ СТОЛБОВОЙ СИСТЕМЕ РАЗРАБОТКИ СТАРОБИНСКОГО МЕСТОРОЖДЕНИЯ КАЛИЙНЫХ СОЛЕЙ

Губанов В.А., Поляков А.Л., Пузанов Д.А. (Унитарное предприятие «Институт горного дела» г. Солигорск, Беларусь), Петровский А.Б. (ОАО «Беларуськалий», г. Солигорск, Беларусь)

В статье приводятся уточненные эмпирические зависимости для определения протяженности зоны опорного давления и ширины зоны разгрузки под лавой в зависимости от глубины разработки и времени отработки верхних (опережающих) лав.

Введение

В существующих нормативно-методических документах по ведению горных работ [1, 2] приведена эмпирическая зависимость для расчета протяженности зоны опорного давления, которая возникает впереди очистных работ при разработке пласта столбовыми системами разработки. Механизм формирования опорного давления по контуру выемочного столба довольно подробно описан в работах [3-5], и в настоящей статье не рассматривается. Эмпирическая зависимость по определению протяженности зоны опорного давления, которая используется в настоящее время на месторождении при расчетах параметров крепления подготовительных выработок, выборе ширины охраняемых целиков и мер охраны подготовительных выработок, была получена по результатам шахтных исследований, выполненных в период с 1980 по 1995 год, и с тех пор не корректировалась. Аналогичным образом была получена и эмпирическая зависимость по определению ширины зоны разгрузки под лавой верхнего слоя, которая была построена по результатам шахтных исследований, выполненных в период с 1995 по 2005 год [6, 7], и также не корректировалась. Необходимость корректировки этих двух зависимостей вызвана их значимостью во всех геомеханических расчетах при отработке калийных пластов столбовыми системами разработки и наличием новых данных о характере деформирования подготовительных выработок, полученных за последние 5-10 лет.

Основная часть

В настоящее время расчет протяженности зоны опорного давления выполняется по зависимости вида [2]:

$$L = -38,6 + 0,29H - 0,000079H^2, \text{ м}, \quad (1)$$

где H – глубина разработки, м.

Данная зависимость была получена на основании шахтных исследований, выполненных на глубинах разработки 400-900 м, а область применения ограничивалась глубиной $300 \leq H \leq 900$ м, то есть область применения на малых глубинах была прогнозно увеличена на 25 %. За последние годы на руднике 1 РУ были проведены исследования параметров опорного давления на глубинах разработки 350-365 м, а также были получены дополнительные данные на глубинах разработки 400-600 м и 910-960 м, которые и послужили основанием (с учетом ранее полученных данных) для вывода новой зависимости. Характер изменения протяженности зоны опорного давления в зави-

симости от глубины разработки приведен на рисунке 1, а ее вид в математическом выражении приведен ниже

$$L = -66,289 + 0,345 \cdot H - 0,0001 \cdot H^2, \text{ м.} \quad (2)$$

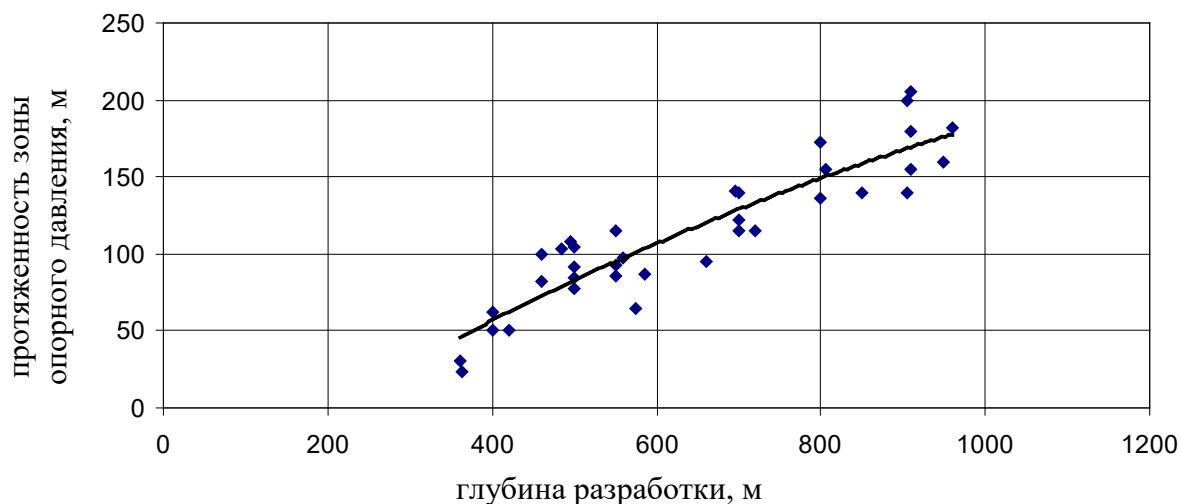


Рисунок 1 – Изменение протяженности зоны опорного давления в зависимости от глубины разработки

Область применения полученной эмпирической зависимости определяется глубиной разработки (с учетом фактических данных и прогнозных расчетов) в пределах $300 \leq H \leq 1000$ м.

При проведении шахтных измерений не было установлено влияния на параметры опорного давления длины либо вынимаемой мощности лавы. На параметры опорного давления оказывала влияние только скорость подвигания забоя. Так увеличение скорости подвигания с 3-4 м/сут. до 5-6 м/сут. приводило к увеличению протяженности зоны опорного давления на 30-40 %. Этим, на наш взгляд, и объясняется некоторый разброс фактических данных относительно эмпирической зависимости, хотя среднее квадратичное отклонение составило $R^2 = 0,8322$, что в свою очередь говорит о достаточной связи между признаками. В таблице приведены сравнительные данные о протяженности зоны опорного давления, полученные в результате расчета по «старой» и «новой» зависимостям.

Таблица – Сравнительные данные о расчете протяженности зоны опорного давления по зависимостям (1) и (2)

Глубина разработки H , м	300	400	500	600	700	800	900	1000
Протяженность зоны опорного давления по зависимости (1) L_1 , м	41,29	64,76	86,65	106,96	125,69	142,84	158,41	172,4
Протяженность зоны опорного давления по зависимости (2) L_2 , м	28,21	55,71	81,21	104,71	126,21	145,71	163,21	178,71

Как видно из таблицы основные различия отмечаются на глубинах от 300 до 500 м и более 800 м, то есть на тех участках кривой, где при выводе последней зависимости были использованы дополнительные данные.

Аналогичным образом была получена и новая зависимость для расчета ширины зоны разгрузки, которая образуется позади верхней лавы в районе ее бортовых штреков. Данный параметр в настоящее время широко используется при выборе мест заложения подготовительных выработок и определялся по зависимости [2]:

$$L_p = (69,94 - 6,836T + 0,296T^2) \cdot K_o, \text{ м}, \quad (3)$$

где T – время с момента отработки верхнего слоя, лет;

K_o – коэффициент обрушаемости пород основной кровли: для труднообрушаемой кровли $K_o = 1,0$; для среднеобрушаемой кровли $K_o = 0,8$; для легкообрушаемой кровли $K_o = 0,7$.

Зависимость справедлива при $1 \leq T \leq 15$. В последние годы появились дополнительные данные о ширине зоны разгрузки при $T = 6-8$ лет и $T = 28-30$ лет, что и послужило основанием для уточнения зависимости (3). После обработки всех данных была получена зависимость в виде:

$$L_p = (-7,5862 \ln H + 48,335) \cdot K_o, \text{ м}. \quad (4)$$

Графический вид этой функции приведен на рисунке 2.

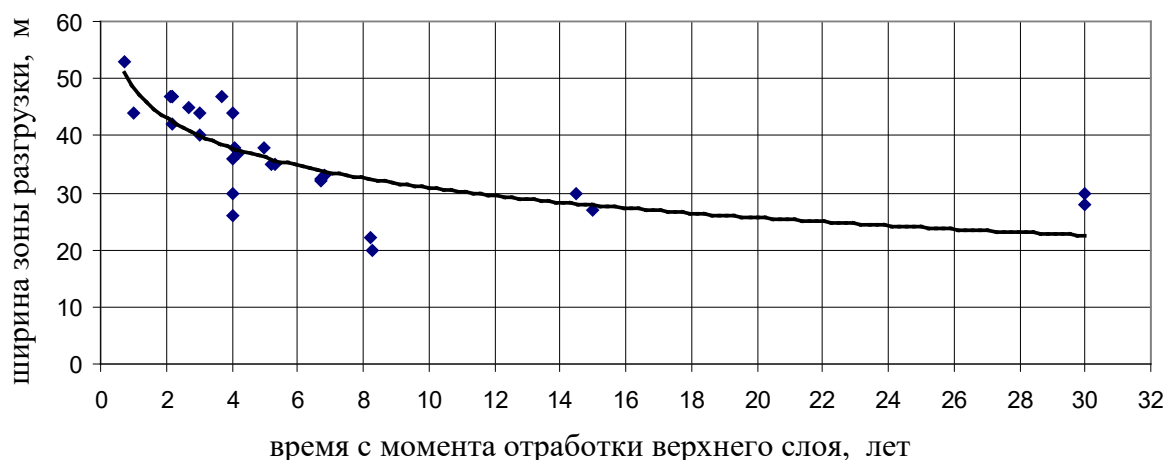


Рисунок 2 – Изменение ширины зоны разгрузки под верхней лавой во времени

Как видно из рисунка, основные изменения ширины зоны разгрузки отмечаются в первые восемь лет, а затем наблюдается затухание. В течение последующих 8-30 лет после завершения очистных работ в верхней лаве интересующий нас параметр изменяется незначительно и находится в пределах $L_p = 22-33$ м. Учитывая тот факт, что, в основном, очистные работы в нижних лавах ведутся с отставанием от верхних не более 8 лет, предлагается зависимость (4) пересмотреть именно для этого времени отставания. Полученная зависимость приведена ниже, а ее графическое выражение приведено на рисунке 3.

$$L_p = (-3,4418H + 52,345) \cdot K_o. \quad (5)$$

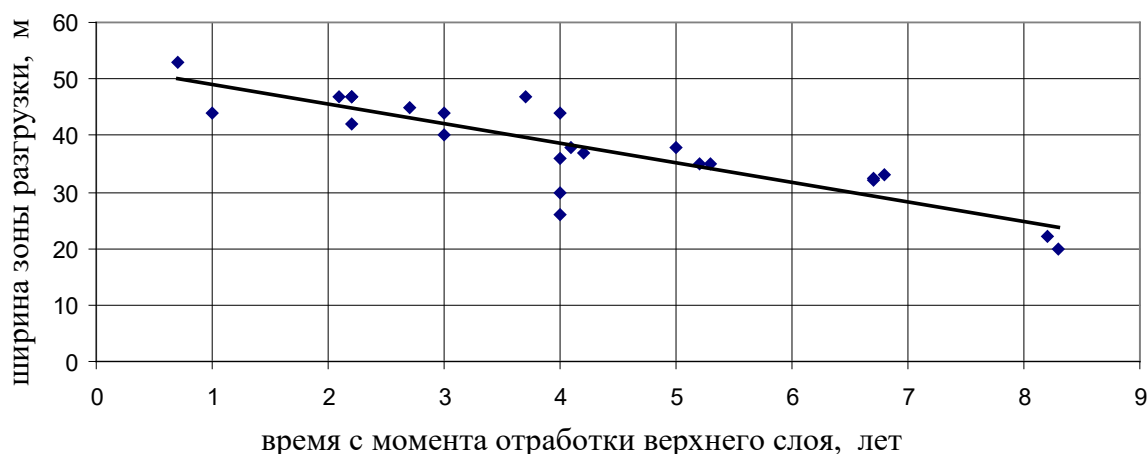


Рисунок 3 – Изменение ширины зоны разгрузки под верхней лавой во времени

Для практических расчетов рекомендуется использовать обе зависимости. При этом зависимость (4) использовать при времени отработки верхней лавы $T > 8$ лет, а формулой (5) при $T < 8$ лет.

Заключение

1. Проведенные исследования позволили уточнить ранее полученные зависимости и более обоснованно подойти к расчету протяженности зоны опорного давления и ширины зоны разгрузки под верхней лавой, что весьма важно при расчетах крепи горных выработок и выборе мест заложения подготовительных выработок нижних лав при слоевой выемке Третьего калийного пласта.

2. Учитывая тот факт, что протяженность зоны опорного давления и ширина зоны разгрузки изменяются (в основном) соответственно только от глубины разработки и времени отработки в слоях рекомендуется полученные зависимости (2), (4), (5) использовать на новых участках Старобинского месторождения (Нежинский, Смолковский), а также Петриковского месторождения калийных солей на первом этапе их освоения до получения фактических данных.

Список использованных источников

1. Инструкция по охране и креплению горных выработок на Старобинском месторождении. – Солигорск-Минск, 2010. – 125 с.
2. Инструкция по применению систем разработки на Старобинском месторождении. – Солигорск-Минск, 2010. – 152 с.
3. **Губанов, В.А.** Об опорном давлении на Старобинском месторождении калийных солей / В.А. Губанов // Безопасность труда в промышленности. – 1983. – № 4. – С. 57-58.
4. **Губанов, В.А.** Исследование зон опорного давления при отработке калийных пластов для оборудования параметров систем разработки (на примере Старобинского месторождения: автореф. дис. ...канд. техн. наук: 05.15.02. / В.А. Губанов; Ленинградский горный институт. – Л., 1983. – 22 с.

5. **Николаев, Ю.Н.** Основные закономерности формирования и распределения функции опорного давления в наработанной толще мелкослоистых пород / Ю.Н. Николаев, М.А. Журавков, В.А. Губанов // Проблемы разработки калийных месторождений: тез. докл. науч. конф., Солигорск, 11-13 сентября 1990 г. – БелНИИНТИ Госплана БССР. – Минск, 1990. – С. 28-29.

6. **Губанов, В.А.** Исследование характера восстановления нагрузки на почву лавы позади очистного забоя после выемки верхнего слоя в условиях Третьего горизонта ПО «Беларуськалий» / В.А. Губанов, А.Л. Поляков, В.Я. Щерба // Горная механика. – 2002. – № 3-4. – С. 39-44.

7. **Ерохин, К.А.** Исследование характера восстановления нагрузки на почву лавы после выемки нижнего слоя и характера нагружения охранных целиков в условиях Третьего горизонта рудника 3 РУ ОАО «Беларуськалий» / К.А. Ерохин, М.С. Мозговенко, Д.А. Пузанов / Горная механика и машиностроение. – 2012. – № 4. – С. 20-25.

Gubanov V.A., Polyakov A.L., Puzanov D.A., Petrovski A.B.

Calculation of length of a support pressure area and width of a discharge area under the longwall by long-pillar system of working of the Starobin deposit of the potash salts

The article presents specified empirical dependences for determination of a support pressure area and width of a discharge area under the longwall depending on depth and time of the upper longwalls mining.

Поступила в редакцию 10.03.2014 г.

УДК 622.362.6.027(045)(476)

ИССЛЕДОВАНИЕ ПРОЦЕССОВ ПЕРЕРАБОТКИ ВАЛУННО-ГРАВИЙНО-ПЕСЧАНОЙ СМЕСИ

Березовский С.Н. (ГУВПО «Белорусско-Российский университет», г. Могилев, Беларусь)

В статье по результатам исследований по переработке валунно-гравийно-песчаной смеси с использованием мелких и средних валунов были построены графики, и показаны зависимость фракционной эффективности от относительной крупности размера отверстий сита, зависимость фракционной суммарной эффективности грохочения от общей эффективности, зависимость фракционной суммарной эффективности грохочения от класса крупности. Используя зависимости, методом компьютерного имитационного моделирования проведены исследования влияния общей эффективности и класса крупности на фракционную эффективность. В табличном виде представлены результаты расчетов фракционной суммарной эффективности грохочения на вибрационном грохоте, которые зависят от общей эффективности, соотношения размера поступающего сырья к отверстию сита.

Введение

В настоящее время удельный вес продукции, выпускаемой предприятиями, разрабатывающими гравийно-песчаные месторождения, значительно увеличивается из-за использования гравия и щебня в высокопрочных железобетонных конструкциях, в асфальтобетонных смесях, для дорожного бетона, для строительных работ. Увеличение выпуска нерудных материалов за счет переработки гравийно-песчаных материалов является сейчас одним из наиболее эффективных направлений в решении проблемы обеспечения страны качественными материалами. Гравийно-сортировочные заводы, в большинстве своем, маломощные с несовершенными технологическими схемами и устаревшим разнотипным оборудованием не могут решать задачи, поставленные перед промышленностью. Значительную часть продукции составляют несортированная гравийно-песчаная смесь, невымытый гравий и песок [1, 2]. В последние годы вырос спрос на щебень размером до 20 мм, стали предъявляться более жесткие требования к его качеству.

Практика работы дробильно-сортировочных заводов (ДСЗ) РБ позволила выявить следующие недостатки применяемой технологии переработки сырья:

- уменьшение производительности ДСЗ из-за образования водных пленок на ситах грохотов, что вызывает налипание мелких частиц к крупным кускам;
- выпуск щебня, не отвечающего требованию стандарта по содержанию пылевидных и глинистых частиц, вследствие отсутствия промывки;
- закрупление щебня без замкнутого цикла работы оборудования;
- высокое содержание лещадных зерен в щебне;
- значительные потери гравия с первичными отсевами;
- разнотипность оборудования.

В последнее время из-за резко возросшей стоимости нерудных строительных материалов, увеличения нагрузок на дорожное полотно и повышения интенсивности движения на автодорогах перед дорожно-строительными организациями встала проблема снижения себестоимости материалов при улучшении эксплуатационных характеристик дорожного полотна. ДСЗ рассчитаны на переработку горной массы определенного состава. При поступлении сырья с иными характеристиками уменьшается про-

изводительность, увеличиваются потери полезных компонентов, растет удельный расход сырья, снижается качество продукции, увеличиваются энергозатраты.

Технология переработки минерального сырья за последние годы изменилась незначительно. Износ оборудования достигает в настоящее время до 60 %. Чтобы увеличить количество производимых фракций, нужно переоборудовать ДСЗ, расширить площадь складов. Ряд карьеров дорабатывает разведанные запасы и вынуждены разрабатывать участки с низким качеством сырья. Так, например, непрерывный рост интенсивности и скорости движения автомобильного транспорта требует выполнения различных мероприятий, обеспечивающих безопасность движения по дорогам. Основное из них – устройство шероховатых дорожных покрытий. Выполнение этого условия обеспечивается применением кубовидного щебня из высокопрочных минеральных материалов в верхних слоях дорожных покрытий. Среди них важное место занимает высококачественный бетон и изделия из него, в том числе его мелко- и тонкозернистые разновидности, для которых необходим щебень мелких фракций [3, 4]. На некоторых предприятиях, перерабатывающих горные породы, до 30 % добытого сырья уходит в отходы. Трудно решается проблема выпуска кубовидного щебня, так как породы различаются прочностью, вязкостью, кристаллической структурой и другими свойствами, влияющими на разрушение. Увеличение потребности в щебне приводит к изменению соотношения в объемах добычи между различными типами пород. По этой причине оказались в тяжелом положении предприятия, разрабатывающие месторождения ГПС (гравийно-песчаные смеси) с малым содержанием гравийно-валунного материала.

На горных предприятиях формируются техногенные месторождения значительного объема, занимающие большие площади. Вовлечение в эксплуатацию техногенных образований, в первую очередь, отсева пород, позволит снизить эксплуатационные затраты и сократить расход природных ресурсов при выпуске строительных материалов. В недостаточной степени используются другие ресурсы карьеров – природные и техногенные, такие, как выработанные пространства, отвалы вскрышных пород и сами породы, шламохранилища.

Исследования по переработке валунно-гравийно-песчаной смеси

При подготовке сырья к переработке удаляются валуны, негабаритные для использования дробилками первичного дробления. Отделение крупных валунов от кондиционного сырья полезного ископаемого производится выемочно-погрузочным оборудованием (экскаваторная сортировка). Как правило, при экскаваторной сортировке должны отделяться только очень большие валуны, негабаритные, которые не могут использоваться в дробилках первичного дробления. Классификация валунов по крупности приведена в таблице 1.

Таблица 1 – Классификация валунов по крупности
(в скобках приведен средний минимальный размер приемного отверстия дробилок)

Класс крупности валунов	Размер валунов, мм	Ширина ленты конвейеров, мм	Минимальная ширина приемного отверстия дробилок, мм
мелкие	70-150	650 и более	175-190 (180)
средние	150-300	800 и более	350-380 (360)
большие	300-600	1200 и более	700-750 (720)
очень большие	>600	1200 и более	900

В нашей работе были задействованы преимущественно мелкие и средние валуны размером 70-150 мм и 150-300 мм. На отечественных ДСЗ, перерабатывающих гравийно-песчаные породы, выпускают, как правило, две-три фракции гравия и щебня и одну фракцию песка. Интенсификация процесса переработки горной массы определяется увеличением тонкости продукта дробления, который является сырьем для последующей операции. Такое общее требование в обоих случаях имеет свое рациональное ядро, заключающееся в общем правиле, что «дробление менее энергоемко, чем помол».

Удельный расход энергии на дробление материала определяется формулой [5]:

$$\frac{dE}{dx} = k \cdot x^{-n}, \quad (1)$$

где E – удельный расход энергии на дробление, т.е. объем энергии, израсходованной на единицу продукции, кВт·ч/т;

x – размеры перерабатываемого сырья, мм;

k – константа, отражающая свойства перерабатываемого сырья;

n – эмпирический показатель.

Из этого следует, что большое значение на удельный расход энергии оказывают размеры частиц, поступающих на дробление. Для сокращения количества материала большого размера, поступающего на дробление, и снижения энергозатрат применяют предварительное грохочение.

Наши исследования по переработке валунно-гравийно-песчаной смеси на отечественных предприятиях показали, что на предварительном грохочении первой стадии дробления, где применяется неподвижный колосниковый грохот, общая эффективность грохочения колеблется в пределах 60-70 %. Перед второй стадией дробления, где применяются вибрационные грохоты, эффективность грохочения увеличивается до 85 %, и на последней стадии операции (товарная продукция) общая эффективность достигает максимального значения (90-98 %) (рисунок 1). Фракционная эффективность грохочения во многом определяется размером поступающего материала (d) и размером отверстия сит грохота (a). Из рисунка 2 видно, что она изменяется по обратно-пропорциональной зависимости с четко выраженной корреляционной связью.

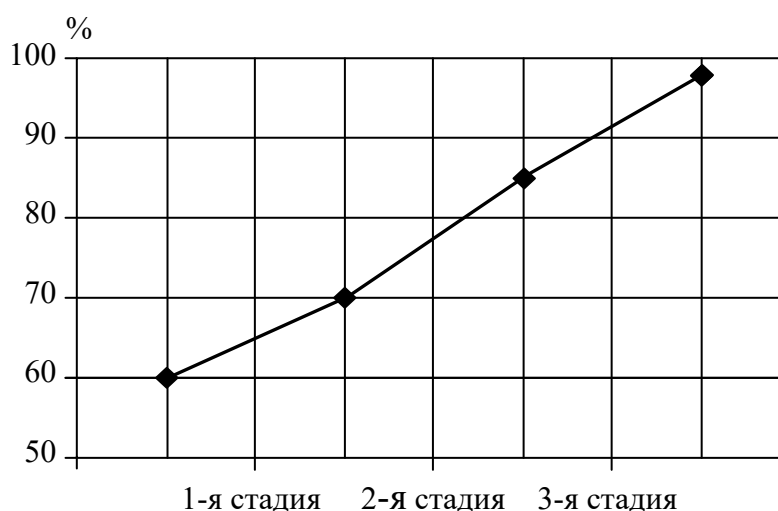


Рисунок 1 – Эффективность операций переработки каменных включений по трехстадийной схеме

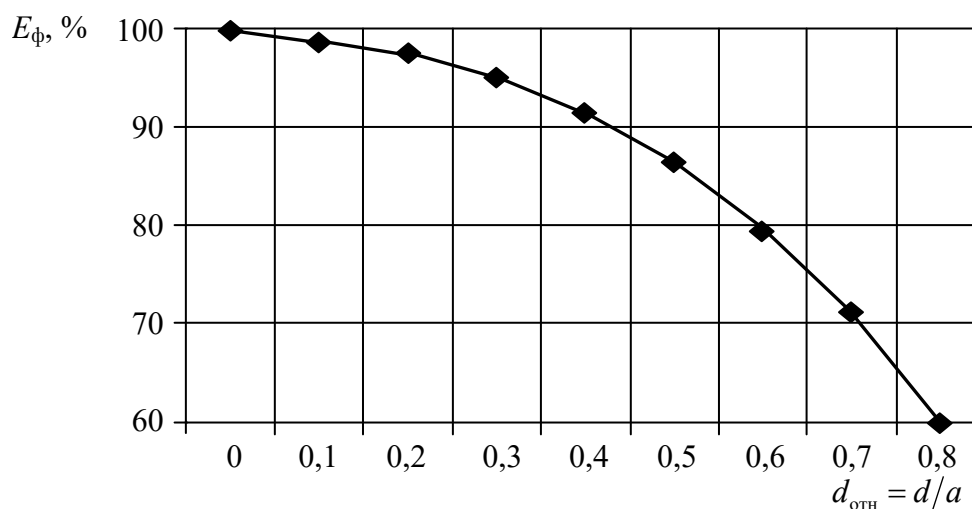


Рисунок 2 – Зависимость фракционной эффективности от относительной крупности размера отверстий сита

При расчете качественно-количественной схемы принимаются и определяются две группы основных показателей: исходные и расчетные. Численные значения показателей первой группы устанавливаются на основании задания на проектирование и практических данных. Численные значения показателей второй группы определяются в результате расчета схемы [6].

К исходным показателям относятся: производительность по готовой продукции, характеристики крупности исходного материала и продуктов дробления, общие эффективности технологических операций, граничные крупности разделения для операции грохочения, классификации и др., размеры выпускных щелей дробильного оборудования.

К расчетным показателям относятся: производительность по горной массе, масса и выход продуктов, выход того или иного класса крупности и марки прочности. Выходы выражаются в процентах или долях единицы от исходной горной массы, продуктов дробления, грохочения, классификации и т.д.

Фракционная эффективность операции грохочения определяется из соотношений [7]:

$$E_{ф} = 1 - (1 - E_o) \cdot (d/150)^C, \quad (2)$$

где $E_{ф}$ – фракционная эффективность грохочения, %;

E_o – общая эффективность, %;

d – класс крупности материала;

C и K – безразмерные параметры, зависящие от класса крупности материала и общей эффективности

$$C = KE_o / (1 - E_o), \quad K = 3,32 \lg(\gamma^{-d} / \gamma^{-d_1}); \quad (3)$$

γ^{-d} , γ^{-d_1} – выход класса 0- d мм и 0- d_1 мм в исходной горной массе.

Используя зависимости (2, 3), методом компьютерного имитационного моделирования проведены исследования влияния общей эффективности (E_o) и класса крупности (d) на фракционную эффективность ($E_{ф}$).

В таблице 2 представлены результаты расчетов фракционной суммарной эффективности грохочения на вибрационном грохоте, которые зависят от общей эффективности, соотношения размера поступающего сырья (d) к отверстию сита (a). Учитывая необходимость выбора оптимальных технологических схем и режимов работы оборудования, большую сложность выполняемых расчетов, технологические схемы рассчитаны нами с помощью ЭВМ по специально составленной программе. Программа составлена таким образом, чтобы, в зависимости от конкретных требований при расчете технологических схем, можно было осуществить оптимизацию по любому из следующих критериев:

- максимальный выпуск готовой продукции;
- максимальная стоимость готовой продукции.

Таблица 2 – Значения фракционной эффективности грохочения $E_{\text{ф}}$, %

Общая суммарная эффективность, E_o , %	Относительная крупность отверстия сита грохота: $d_{отн} = d/a$											
	0,4			0,6			0,8			1,0		
	Значение параметра K											
	0,5	1,0	2,0	0,5	1,0	2,0	0,5	1,0	2,0	0,5	1,0	2,0
97	100	100	100	100	100	99,9	99,8	98,8	98,2	96,0	96,0	96,0
95	100	100	100	100	100	99,9	97,8	97,9	98,1	92,0	92,0	92,0
85	98,8	99,1	99,7	96,4	97,1	98,0	91,4	92,5	92,8	87,0	87,0	87,0
80	96,9	99,3	99,5	97,7	97,8	97,9	87,8	88,4	88,7	80,0	80,0	80,0
75	93,7	98,7	99,3	89,7	94,7	95,0	82,9	83,8	83,9	75,0	75,0	75,0
70	88,9	96,5	99,0	82,4	90,1	90,7	76,6	77,3	77,8	70,0	70,0	70,0
65	81,8	93,9	98,9	79,8	86,6	89,4	68,5	69,9	70,3	65,0	65,0	65,0
60	79,1	89,9	97,8	75,9	76,9	77,8	60,9	61,0	61,5	60,0	60,0	60,0

При расчетах эффективности грохочения нами использовались данные отчета о разведке месторождения валунно-гравийно-песчаной смеси «Бестреньское – южный участок» [8] и расчеты производительности горнотранспортного оборудования. В таблице 3 исходными данными являются размер фракции сырья, выход и содержание компонентов. Количественные соотношения компонентов, составляющих горную массу, нами рассчитаны по специальной методике [7].

Согласно расчетным данным таблицы 3, по выходу компонентов и зерновому составу технологические схемы можно рассчитывать отдельно по каждому компоненту, качественно-количественные характеристики которых рассчитаны от исходного гравийно-песчаного материала. Если содержание какого-либо компонента в исходной горной массе незначительно и не может оказать заметного влияния на соответствующую качественную характеристику готового продукта и на результаты расчета, то расчет по этому компоненту не производят.

Таблица 3 – Расчет количественных составляющих исходной горной массы по месторождению валунно-гравийно-песчаной смеси «Бестреньское – южный участок» Могилевской области

Размер фракции, мм	Выход фракции, %	Содержание компонентов, %			Выход компонентов от исходного, %			Зерновой состав компонентов, %		
		прочных	слабых	глины	прочных	слабых	глины	прочных	слабых	глины
более 70	7,2	62,2	37,1	0,7	4,48	2,67	0,05	8,06	6,55	1,36
40-70	12,5	57,8	40,2	2,0	7,22	5,03	0,25	12,99	12,35	6,78
20-40	17,7	60,3	36,1	3,6	10,67	6,39	0,63	19,20	15,68	17,07
5-20	30,5	52,6	43,3	4,1	16,04	13,20	1,25	28,87	32,40	33,88
менее 5	32,1	53,4	41,9	4,7	17,14	13,45	1,51	30,86	33,01	40,92
	100				55,55	40,74	3,69	99,98	99,99	100,0

Расчет технологической схемы завода состоит в последовательном расчете отдельных технологических операций. После расчета качественно-количественных показателей должен быть составлен баланс продуктов.

Следует отметить, что компоновка технологии каждого конкретного цеха имеет свои особенности, требующие индивидуальной разработки проекта возможного изменения линии. В целях повышения качества выпускаемой продукции (улучшения формы частиц) со второй ступени дробления необходимо применять лишь конусные дробилки, которые должны эксплуатироваться с постоянно загруженным дробильным пространством. Поэтому финальные дробилки необходимо размещать за накопительными бункерами с регулируемыми дозаторами, которые в состоянии поддерживать постоянную загрузку дробильного пространства [9, 10].

Наилучшая форма частиц в продукте конусной дробилки достигается при размере частиц, близком к размеру установленного зазора. Поэтому целесообразно разделить сырье после вторичного дробления на несколько фракций и перерабатывать их отдельно в дробилках с подходящей формой дробильного пространства. Степень измельчения финальной конусной дробилки должна быть не слишком большой (до двух) [11].

Полученная нами зависимость фракционной эффективности от общей эффективности, на основе моделирования на ЭВМ при грохочении (рисунок 3), показывает, что с увеличением последней эффективность разделения по фракциям возрастает. Зависимость фракционной эффективности от класса крупности (>70 мм) (рисунок 4) показывает, что с увеличением размера фракции эффективность грохочения уменьшается. Определено, что фракционная эффективность более равномерно зависит от выхода продукта. Установлено, что с увеличением выхода продукта после грохочения от 20 до 55 мм эффективность разделения фракций уменьшается с 75 % до 66 %.

Также нами исследовано распределение зерен различной формы в зависимости от группы щебня (рисунок 5) после второй стадии дробления. Игольчатых и пластинчатых зерен не должно быть более 15 % по весу согласно установленным в РБ стандартам.

Для контроля физико-механических характеристик испытания щебня проводят анализ: зернового состава, содержания зерен различной формы, определения марки по

дробимости и истираемости, содержания зерен слабых пород, насыпной плотности, содержания пылевидных и глинистых частиц.

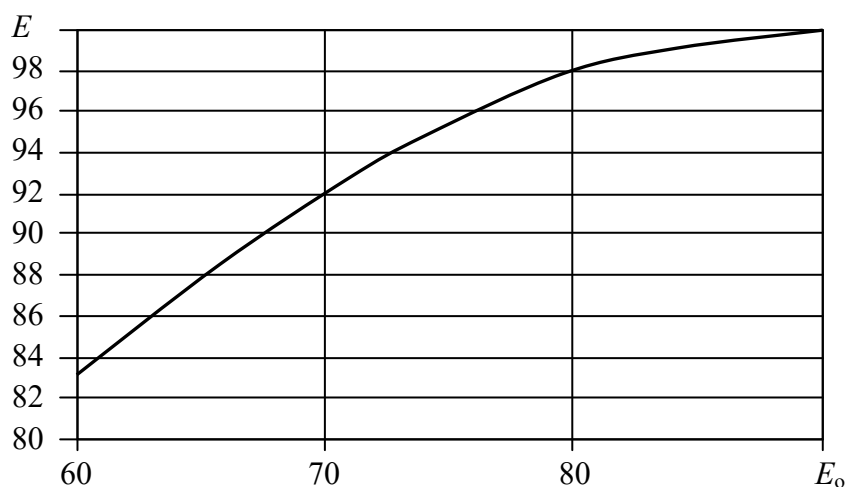


Рисунок 3 – Зависимость фракционной суммарной эффективности грохочения от общей эффективности

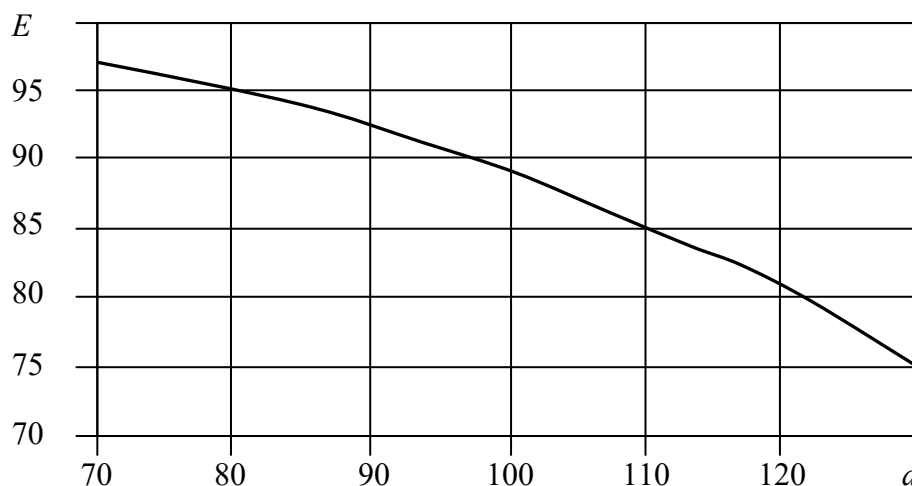
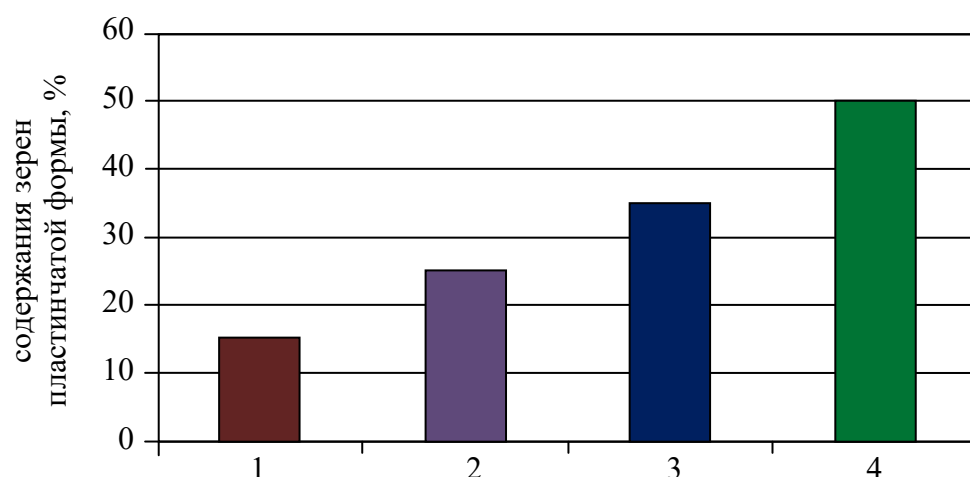


Рисунок 4 – Зависимость фракционной суммарной эффективности грохочения от класса крупности

Порядок подготовки и проведения испытания проводился из лабораторной пробы от каждой фракции испытываемого щебня. Аналитическую пробу взвешивали и из нее выбирали зерна с отколотой поверхностью в форме призмы или многогранника, толщина и ширина которых меньше длины не более чем в 2 раза. Соотношение размеров граней определяют при помощи штангенциркуля. Отобранные зерна взвешивают. Содержание в каждой фракции щебня различной формы определяют как отношение массы аналитической пробы к массе зерен исследуемой формы, выраженной в процентах.

Щебень, предназначенный для использования в верхних слоях покрытия автомобильных дорог, характеризуется маркой по истираемости в полочном барабане. Предел прочности сжатия щебня устанавливается по результатам определения предела прочности при сжатии горной породы, из которой он был получен.

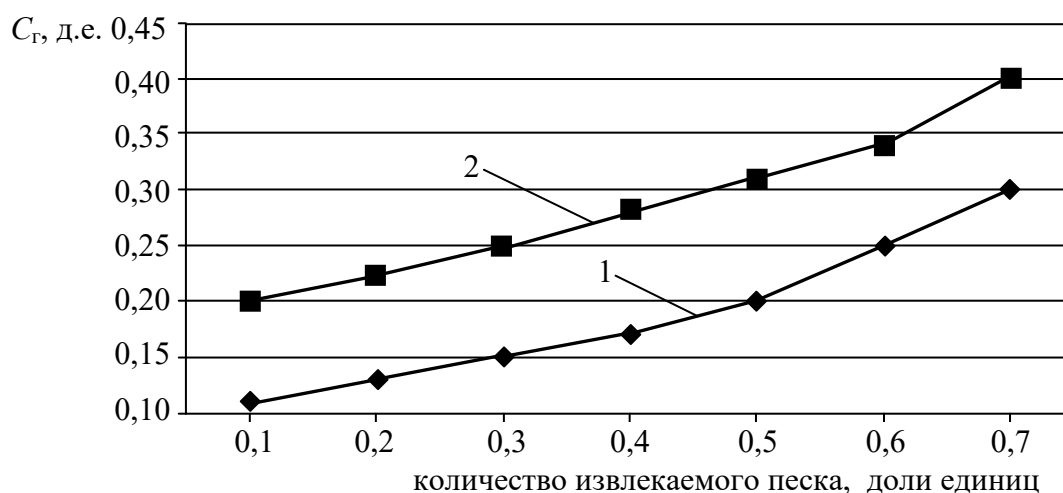


1 – группа с содержанием зерен пластинчатой формы до 15 %; 2 – до 25 %;
3 – до 35 %; 4 – до 50 %

Рисунок 5 – Распределение содержания зерен пластинчатой формы в зависимости от группы щебня

Повышение содержания процента гравия и валунов при использовании специальных установок для выделения песка зависит от доли удаляемого песка (в долях единиц), от извлечения гравия (его потери) в мелкий продукт (% от содержания гравия).

На рисунке 6 приведена зависимость содержания гравия и валунов в сырье от доли извлекаемого песка при различных значениях содержания его в исходном сырье (10 % и 20 %). Среднеквадратичное отклонение содержания гравия и валунов после извлечения песка из исходного материала составляет 6-12 %. При увеличении значения исходного содержания гравия и валунов сырья и повышении доли извлекаемого песка наблюдается тенденция к уменьшению величины среднеквадратичного отклонения содержания гравия и валунов в перерабатываемом сырье.



1 – при 10 % содержания песка в исходном сырье;
2 – при 20 % содержания песка в исходном сырье

Рисунок 6 – Зависимость содержания гравия и валунов C_g в сырье от доли извлекаемого песка

Следует отметить, что с увеличением фракционного состава щебня до 77 мм (max), насыпная его плотность достигает 1420 кг/м^3 . Относительно малый разброс по плотности от 1320 до 1420 кг/м^3 (рисунок 7) позволяет использовать его в различных технологиях (бетон, автомобильные дороги, железнодорожные насыпи и др.), что характерно для конических дробилок.

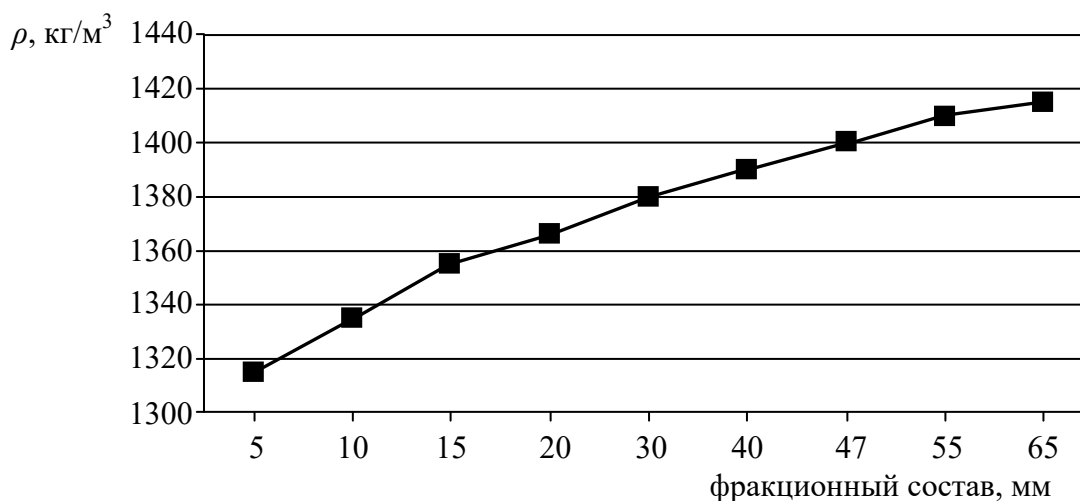


Рисунок 7 – Зависимость насыпной плотности щебня из валунов от его фракционного состава

В качестве выемочно-погрузочного оборудования в комплексах, включающих установку для выделения песка в карьере (что позволит доставлять на ДСЗ кондиционный каменный материал), возможно применение одноковшовых экскаваторов.

Содержание зерен слабых пород в щебне, в зависимости от вида горной породы и марки, не должно быть согласно стандарту более 15 %, что характеризуется полученными данными (рисунок 8). Данный материал может применяться для бетона марки «100».

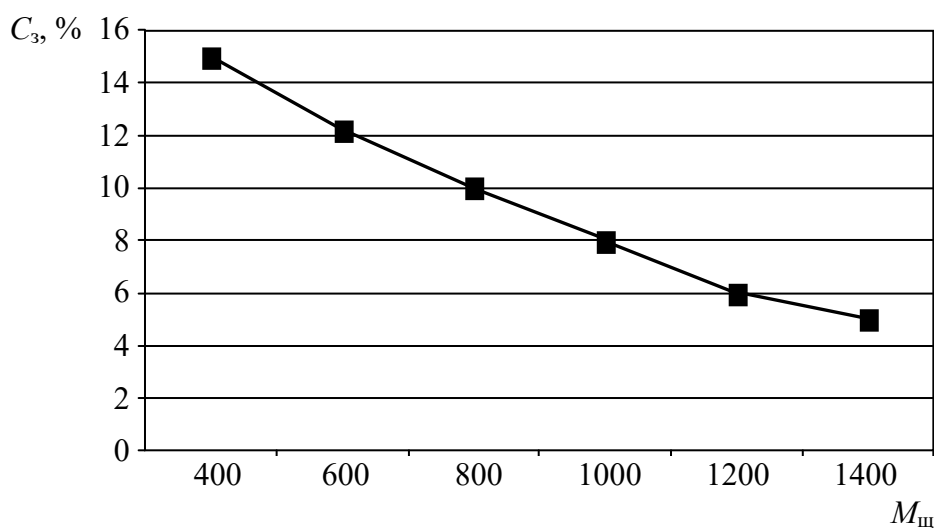


Рисунок 8 – Зависимость содержания зерен слабых пород C_z от марки щебня по дробимости $M_{щ}$

На рисунке 9 представлена зависимость потери массы при испытании щебня, полученного из валунов, от марки щебня, из которой следует, что наибольшие потери наблюдаются при переработке (получении) щебня с прочностью 40 МПа. Минимальные потери (до 10 %) при марке щебня 1000.

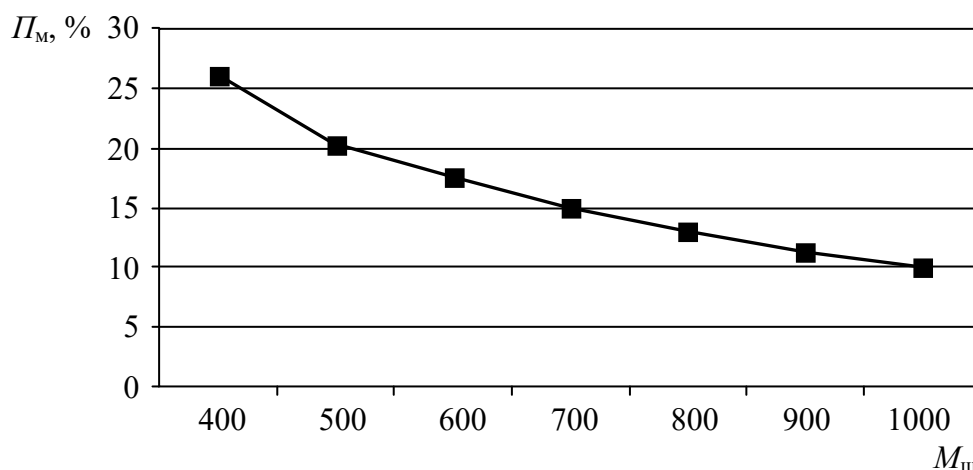


Рисунок 9 – Зависимость потери массы P_m при испытании щебня из валунов от марки щебня $M_{щ}$

Данные, полученные по физико-механическим свойствам выпускаемого щебня из валунного материала (насыпная плотность, содержание слабых зерен, потери массы щебня, распределение зерен и др.), могут быть использованы для рекомендации применения различных качественно-количественных схем при переработке горной массы (тип и производительность дробилок, грохотов и др.).

Выводы

Проанализирована работа дробильно-сортировочных заводов РБ, это позволило выявить некоторые недостатки применяемой технологии переработки сырья. Получены данные по фракционной эффективности после грохочения при вовлечении в переработку крупных каменных включений, а также получены новые данные по фракционной эффективности и физико-механическим свойствам щебня из валунов. Разработаны программы для расчета основных технологических параметров перерабатывающих и транспортирующих механизмов валунно-гравийно-песчаных смесей. Определены основные физико-механические свойства щебня, полученного из валунов (распределение и содержание зерен, насыпная плотность, потеря массы), для использования в промышленности.

Список использованных источников

1. **Вайсберг, Л.А.** Основные направления совершенствования техники и технологии производства нерудных строительных материалов / Л.А. Вайсберг, О.Е. Харо // Технология, оборудование и сырьевая база горных предприятий промышленности строительных материалов: сб. докладов. – Минск, 2002. – С. 16-22.
2. **Кашпар, Л.Н.** Новые технологии горных работ на песчано-гравийных карьерах / Л.Н. Кашпар, И.В. Деревяшкин // Технология, оборудование и сырьевая база гор-

ных предприятий промышленности строительных материалов: сб. докладов. – Минск: 2002. – С. 151-153.

3. **Баринова, Л.С.** Современное состояние и проблемы горной промышленности строительных материалов / Л.С. Баринова // Технология, оборудование и сырьевая база горных предприятий промышленности строительных материалов: сб. докладов. – Минск, 2002. – С. 3-9.

4. **Буткевич, Г.Р.** Направления развития промышленности нерудных строительных материалов / Г.Р. Буткевич // Технология, оборудование и сырьевая база горных предприятий промышленности строительных материалов: сб. докладов. – Минск, 2002. – С. 9-16.

5. **Чирков, А.С.** Добыча и переработка строительных горных пород: учебник для вузов / А.С. Чирков. – М.: МГГУ, 2006. – 623 с.

6. Нормы технологического проектирования предприятий промышленности нерудных строительных материалов. – Л.: Стройиздат, 1977. – 366 с.

7. Переработка песчано-гравийных пород для получения нерудных строительных материалов / В.В. Бердус [и др.]. – М.: Стройиздат, 1975. – 264 с.

8. Отчет о детальной разведке месторождения ГПС «Бестреньское – южный участок» Дрибинского района, Могилевской области / С.Н. Березовский [и др.]. – Могилев, 2006. – 55 с.

9. Машины и оборудование обогатительных и перерабатывающих производств / П.В. Цыбуленко [и др.]. – Минск: БНТУ, 2006. – 63 с.

10. **Нисневич, М.Л.** Обогащение нерудных строительных материалов / М.Л. Нисневич, Л.П. Ратьковский. – М.: Госстройиздат, 1963. – 283 с.

11. **Андреев, С.Е.** Дробление, измельчение и грохочение полезных ископаемых / С.Е. Андреев. – М.: Недра, 1980. – 326 с.

Berezovski S.N.

Study of processing of a boulder-gravel-sand composition

The paper states the graphs according to the results of study of processing of a boulder-gravel-sand composition using fine and medium-sized boulders. The dependence of fraction efficiency on relative size of grids, the dependence of fraction total efficiency of screening on total efficiency and the dependence of fraction total efficiency of screening on size are given in the article. Using the dependences the studies are carried out of influence of total efficiency and size on fraction efficiency by computer simulation. In the form of tables there are presented the results of calculations of fraction total efficiency of screening on the vibrating screen depending on total efficiency and size ratio of an incoming raw material into the grids.

Поступила в редакцию 25.03.2014 г.

УДК 622.244.44

СОВЕРШЕНСТВОВАНИЕ ПРИБОРНОГО ОБЕСПЕЧЕНИЯ ДЛЯ КОНТРОЛЯ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ ПАРАМЕТРОВ БУРОВЫХ ПРОМЫВОЧНЫХ ЖИДКОСТЕЙ

Халявкин Ф.Г., Оника С.Г., Бабец М.А. (Белорусский национальный технический университет, г. Минск, Беларусь)

В статье приведен анализ применения при бурении скважин буровых промывочных жидкостей и контроля их качества. Изложены пути и способ совершенствования приборного обеспечения для контроля технологических параметров этих жидкостей в полевых условиях.

Введение

В последнее время в Республике Беларусь наметилась тенденция использования при бурении скважин на воду, твердые полезные ископаемые, нефть и газ закупаемого импортного оборудования, в частности, приборов для контроля технологических процессов бурения и качества буровых промывочных жидкостей. Причиной этому является использование отечественными организациями не отвечающей международным стандартам лаборатории контроля параметров глинистых растворов типа ЛГР-3, которая имела на каждой буровой, и в настоящее время закупается в России [1].

В связи с этим нами предприняты шаги по доработке и совершенствованию приборного обеспечения замеров качества буровых промывочных жидкостей. Это позволит производить полевой контроль более оперативным и менее трудоемким способом, без приобретения дорогостоящего импортного оборудования.

Результаты исследований

Реология буровых промывочных жидкостей изучалась многими исследователями. Ими разработаны математические зависимости (модели) для описания и расчетов параметров этих растворов. Наиболее широкое применение для гидравлических расчетов процесса бурения нашла обобщенная модель Кэссона-Шульмана, которая учитывала в расчетах коэффициент динамического напряжения сдвига и пластической вязкости, и предназначена для расчетов реологии классических глинистых буровых растворов [2].

В Республике Беларусь разработаны и внедрены в практику бурения органогенные промывочные жидкости на основе природных материалов торфа и сапропеля, имеющие свою реологическую специфику. Исследования, проведенные И.В. Косаревич, позволили предложить производству модель, сопоставимую с обобщенной моделью Кэссона-Шульмана. Разработанная модель включает в себя четыре параметра, подлежащие определению: вязкость разрушенной структуры, мера консистентности, показатель нелинейности и коэффициент деградации. Определение этих параметров предполагает полное приборное обеспечение буровых работ, включающее реометры-вискозиметры ротационного или капиллярного типа как в стационарном, так и в переносном исполнении [3].

В настоящее время при бурении скважин из реологических параметров различных глинистых растворов определяют три основных показателя: условную вязкость, кинематический и динамический коэффициенты.

Условная вязкость – это время истечения 946 мл (одна кварта исследуемой буровой промывочной) жидкости из воронки Марша, которая представляет собой конический сосуд объемом 1500 мл с капилляром внизу. Время истечения дистиллированной воды при температуре 20 °С из воронки через капилляр составляет $26 \pm 0,5$ с.

Также определяют условную вязкость в градусах Энглера

$$^{\circ}E = \frac{t_{\text{ж}}}{t_{\text{в}}},$$

где $t_{\text{ж}}$ – среднее опытное значение времени вытекания 500 см³ исследуемой жидкости, с;
 $t_{\text{в}}$ – время истечения 500 см³ дистиллированной воды, с.

Переход от вязкости в градусах Энглера к кинематическому коэффициенту вязкости производится по формуле Уббелоде

$$\nu = 0,0731 \times ^{\circ}E - \frac{0,0631}{^{\circ}E},$$

где ν – кинематический коэффициент вязкости, см²/с.

Динамический коэффициент вязкости жидкости определяют по формуле

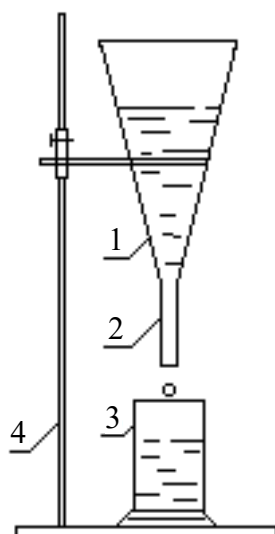
$$\mu' = \nu \cdot \rho,$$

где μ' – динамический коэффициент вязкости жидкости, Па·с;

ρ – плотность исследуемой жидкости, определяемая с помощью ареометра.

В дальнейшем для приведения применяемых размерностей величин в систему единиц СИ в АзНИИ нефтяного хозяйства был разработан стандартный полевой вискозиметр СПВ, представляющий собой емкость конусообразной формы объемом 700 мл, имеющей на конце капилляр с внутренним диаметром 5 мм. Замеряемый объем жидкости составлял 500 мл [4].

В настоящее время на предприятиях, осуществляющих бурение скважин, применяют одну из модификаций выше описанного прибора – вискозиметр СПВ-5 с пластиковым корпусом (рисунок 1).



1 – конусообразная емкость; 2 – капилляр; 3 – кварта; 4 – штатив

Рисунок 1 – Схема устройства вискозиметра СПВ-5

По мнению ряда авторов, все вискозиметры типа СПВ дают не структурную η , а кажущуюся эффективную вязкость η' . Величину структурной вязкости можно определить по формуле

$$\eta = \eta' - \frac{r}{v_{\text{cp}}} \cdot \tau_0,$$

где r – радиус капилляра;

v_{cp} – средняя скорость движения жидкости по капилляру;

τ_0 – динамическое напряжение сдвига.

Поэтому важным вопросом при эксплуатации вискозиметра СПВ-5 является значение средней скорости v_{cp} и режима движения жидкости в капилляре. Замеры условной вязкости глинистых растворов в диапазоне 25-40 с позволили определить величины средней скорости для условной вязкости 25, 30, 35, 40 с. Вычисленные значения числа Рейнольдса показали, что движение жидкости в капилляре носит ламинарный характер, так как число Рейнольдса значительно меньше величины, при которой ламинарное движение жидкости переходит в турбулентное (таблица).

Таблица – Средняя скорость, расход и число Рейнольдса при различной условной вязкости жидкости по СПВ-5

Условная вязкость, с	Средняя скорость истечения, м/с	Число Рейнольдса	Расход жидкости, м ³ /с
25	1,02	650	0,000020
30	0,85	400	0,000016
35	0,73	220	0,000014
40	0,64	-	0,000012

Учитывая, что на практике применяются вискозиметры с конической и призматической формой резервуара, рассмотрим, как это влияет на истечение жидкостей. Из гидравлики известно дифференциальное уравнение процесса истечения жидкости из резервуара произвольной формы

$$F(z)dz = Q_z dt,$$

где $F(z)$ – площадь свободной поверхности жидкости в резервуаре как функция напора z ;

Q_z – расход жидкости через выходное отверстие при напоре z ;

dz – понижение уровня в резервуаре за время dt .

Процесс истечения жидкости за бесконечно малый промежуток времени t в пределах произвольного уровня H_0-H можно представить интегральным уравнением, полученным на основании решения выше приведенного уравнения

$$t = \frac{1}{\mu f \sqrt{2g}} \int_H^{H_0} \frac{F(z)dz}{\sqrt{z}},$$

где μ – коэффициент расхода жидкости;

f – площадь капилляра;

g – ускорение силы тяжести.

Для вискозиметра СПВ-5, имеющего коническую форму резервуара, время истечения жидкости составит

$$t = \frac{1}{\mu f \sqrt{2g}} \int_H^{H_0} \frac{\pi (z \operatorname{tg} \alpha)^2}{\sqrt{z}} \cdot dz,$$

где α – угол конического резервуара, град.

Подставив в данное уравнение его значения, и приняв $\mu f \sqrt{2g} = A$, получим

$$t = \frac{110,6}{A}.$$

Так как стандартное время истечения жидкости (дистиллированной воды) равно 15 с, значение величины A составит $A = \frac{10,6}{15} = 7,373$.

Для обеспечения равномерности скорости оседания уровня в коническом резервуаре вискозиметра с уменьшающимся по высоте сечением существует уравнение, решая которое можно определить радиус и диаметр верхнего сечения жидкости

$$R = \sqrt[4]{\frac{2 \mu^2 d^4}{8 v^2}} \cdot \sqrt[4]{z},$$

где d – диаметр капилляра;

v – средняя скорость опускания уровня жидкости в резервуаре.

Для вискозиметров типа СПВ, имеющих диаметр капилляра 0,5 см, среднюю скорость опускания уровня за 15 с от $z_0 = 22,5$ см на 8 см и при коэффициенте расхода жидкости $\mu = 0,95$ радиус верхнего сечения жидкости составил $R = 4,85$ см, а угол конического резервуара $\alpha = 12,13^\circ$. При $\mu = 0,85$ и тех же условиях $R = 4,57$ см и $\alpha = 11,5^\circ$. Следовательно, для обеспечения равномерности истечения жидкости из конических вискозиметров необходимо уменьшить конусность резервуара, вплоть до применения призматического резервуара.

Расчетная формула для определения времени истечения жидкости призматического резервуара упрощается и имеет вид

$$t = \frac{F \cdot z (\sqrt{H_0} - \sqrt{H})}{\mu \cdot f \cdot \sqrt{2g}}.$$

Как уже отмечалось, приборное оборудование для контроля технологических процессов и качества буровых жидкостей закупается за границей. Поэтому предлагается в качестве призматического резервуара вискозиметра использовать пластиковую бутылку емкостью 1,5-2,0 литра, например, из-под минеральной воды «Минская-4», которая имеется на каждой буровой.

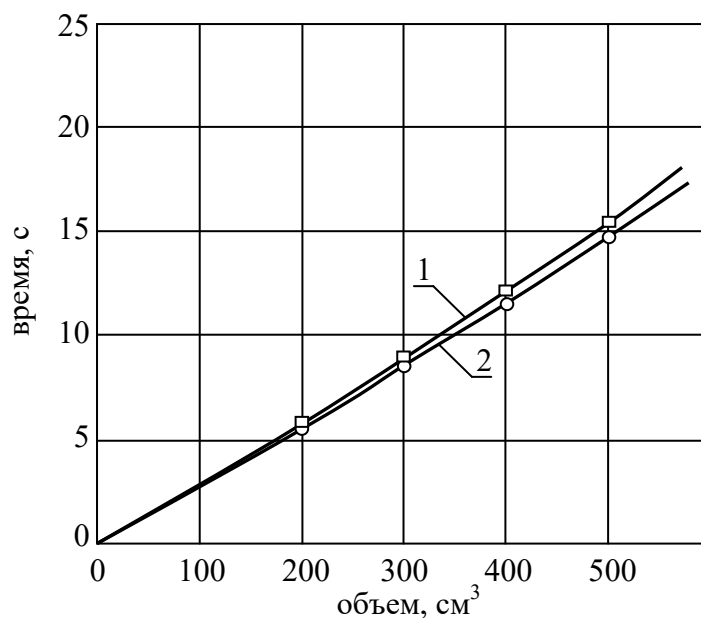
При устройстве такого вискозиметра дно у бутылки необходимо обрезать, и полученную емкость с ввернутым вместо крышки на резьбе капилляром перевернуть и закрепить на штативе. Отрезанное дно после множественной перфорации подручными средствами превращается в сито для очистки буровой промывочной жидкости перед замером.

В качестве капилляра можно использовать унифицированный латунный капилляр «Babe», а при его отсутствии трубочки шариковых ручек. Капилляр вставляется в крышку, которая навинчивается на горлышко бутылки.

Предварительно нанесенные на прозрачный пластик риски с отметками сверху вниз позволят зафиксировать время истечения стандартных объемов без мерных сосудов.

Пригодность емкости для использования проверяется по тарифовочным графикам $Q = f(t)$ в координатах $t = f(Q)$. Совпадения результатов замеров до 1 с подтверждают возможность ее использования для технологических целей.

На рисунке 2 приведены калибровочные графики вискозиметра СПВ-5 и вискозиметра из стандартной пластиковой бутылки из-под минеральной воды емкостью 1 л, обрезанной до 0,7 л с пластиковым капилляром, имеющим внутренний диаметр 5 мм. Графики построены по данным пяти замеров. Из графиков видно, что замеры времени истечения стандартных объемов из этих вискозиметров совпадают до ± 1 с.



1 – вискозиметр СПВ-5; 2 – вискозиметр из пластиковой бутылки

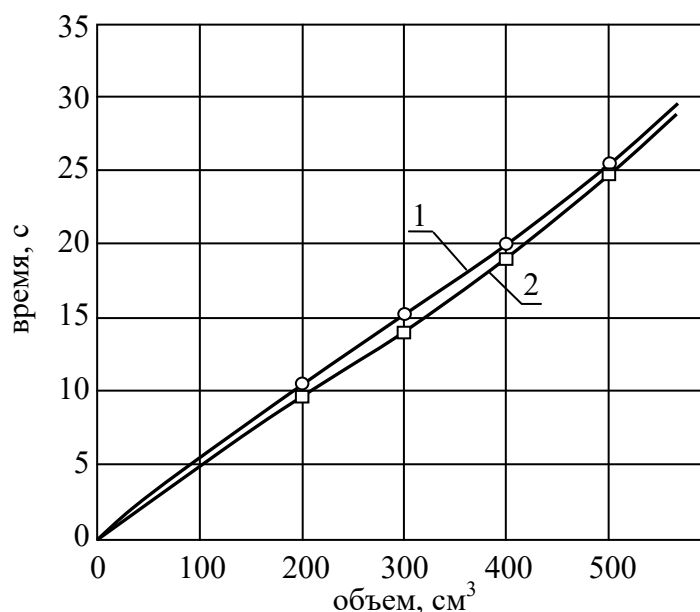
Рисунок 2 – Калибровка вискозиметров по воде

На рисунке 3 показаны калибровочные графики тех же вискозиметров на глинистом растворе ПБМВ с условной вязкостью 25 с.

Таким образом, вопрос полевого замера условной вязкости буровых промывочных жидкостей буровыми организациями Республики Беларусь можно решить без приобретения дорогостоящих импортных вискозиметров.

Заключение

При бурении скважин на нефть, газ, воду и другие полезные ископаемые широко применяют буровые промывочные жидкости, в том числе и на основе природных материалов: глин, торфа, сапропеля и др. Контроль качества жидкостей на буровых осуществляют с помощью приборов – вискозиметров конструкции Марша и СПВ, имеющих коническую форму резервуара. Эти вискозиметры закупают за границей.



1 – вискозиметр СПВ-5; 2 – вискозиметр из пластиковой бутылки

Рисунок 3 – Калибровка вискозиметров на глинистом растворе ПБМВ

Проведенные исследования и расчеты показали, что для контроля качества буровых жидкостей в полевых условиях непосредственно на буровой можно изготовить простой по конструкции вискозиметр с призматическим резервуаром из пластиковой бутылки из-под минеральной воды емкостью 1-1,5 л. Испытания и калибровка такого вискозиметра показали, что его применение вполне приемлемо.

Список использованных источников

1. Техническое описание и инструкции по эксплуатации приборов из комплекта полевой лаборатории глинистых растворов типа ЛГР-3.
2. Булатов, А.И. Технология промывки скважин / А.И. Булатов, Ю.М. Проселков, В.И. Рябченко. – М.: Недра, 1981. – 301 с.
3. Бабец, М.А. Буровые промывочные жидкости / М.А. Бабец, Т.И. Саноцкая. – Минск, БНТУ, 2012. – 73 с.
4. Винниченко, В.М. Технология бурения геологоразведочных скважин: справочник бурильщика / В.М. Винниченко, Н.М. Максименко. – М.: Недра, 1988. – 149 с.

Haliavkin F.G., Onika S.G., Babets M.A.

Improvement of instrument supply in order to control technological parameters of drilling washing liquids

The article introduces the analysis of application of drilling washing liquids during the drilling of boring wells and the control of their quality. Methods and ways of improvement of instrument supply to control technological parameters of liquids in the field conditions are given.

Поступила в редакцию 03.04.2014 г.

МАШИНОСТРОЕНИЕ

УДК 622.362-023.814:621.926.34(045)(476)

ПОЛУЧЕНИЕ ВЫСОКОКАЧЕСТВЕННОГО КУБОВИДНОГО ЩЕБНЯ ПРИ ПРИМЕНЕНИИ ТЕХНОЛОГИИ ЦЕНТРОБЕЖНО-УДАРНОГО ДРОБЛЕНИЯ

Таболич А.В., Воробьев В.В., Иванов Е.Н., Бондаренко С.Н. (Открытое акционерное общество «НПО Центр», г. Минск, Беларусь)

В статье приведен анализ результатов практического использования дробилок центробежно-ударного типа по сравнению с дробилками других типов при получении высококачественного кубовидного щебня. Проведены исследования по дроблению гранита и порфирита на центробежно-ударных и конусных дробилках различных производителей. Проведено сравнение полученных технологических параметров их работы и качественных параметров полученных материалов.

Введение

Горное производство, как одно из наиболее энергоемких в народном хозяйстве, существенным образом влияет на энергетический баланс страны. Уровень энергопотребления во времени возрастает, он определяется как увеличением объемов добычи и переработки полезных ископаемых, использованием современных мощных машин и механизмов, так и изменением технологии переработки полезных ископаемых. Одной из важнейших проблем при переработке полезных ископаемых является повышение эффективности работы дробильного оборудования.

Особенно способ дробления важен при получении минеральных материалов, для которых форма частиц является одним из основных параметров качества. Ярким примером такого материала является щебень на основе различного минерального сырья.

Щебень – основной продукт дробления горных пород РБ, широко используется в качестве заполнителей в составе бетона и асфальтобетонных смесей.

Качество щебня, как крупного заполнителя (бетона), определяют такие его показатели, как зерновой состав, пустотность, форма и прочность зерен, содержание зерен слабых пород, истинная, средняя и насыпная плотность, пористость.

В зависимости от целевого применения в строительной отрасли, к гранулометрическому и зерновому составу и прочностным характеристикам (основного) продукта дробления горных пород – щебню – предъявляются требования, которые регламентируются соответствующими нормативными документами (ГОСТы, СТБ, ТУ и др.).

В частности, очень важным нормируемым показателем свойств, определяющим эффективность использования щебня в составе бетона, является его прочность, фракционный состав и соотношение содержания в щебне зерен кубовидной, лещадной и игловатой форм.

Наиболее плотную упаковку (в составе) бетона можно получить при использовании щебня, в котором содержание зерен пластинчатой и игловатой формы не превышает 15-20 %, а массовая доля фракций с содержанием зерен кубовидной формы составляет не менее 50 %. Наличие в щебне зерен пластинчатой и игловатой форм приво-

дит к увеличению межзерновой пустотности в бетонной смеси в силу специфики геометрии строения таких зерен, для которых ширина (толщина) меньше чем длина в 3 и более раз. Для зерен кубообразной формы длина должна превосходить ширину и толщину не больше чем в 2 раза.

Прочность щебня в качестве заполнителя для бетона определяется его маркой и характеризуется таким (нормируемым) показателем, как дробимость. Дробимость, определяющая марку щебня по прочности, отражает сопротивление зерен щебня воздействию раскалывающих усилий, передаваемых смежным зернам в точках их касания, и непосредственным образом связана с наличием в объеме материала микротрещин и слабых зерен (анизотропия структурных элементов).

Дробимость определяется особенностями внутреннего деформирования и механизмами разрушения конкретной горной породы, при этом определяющими факторами являются специфические особенности строения таких неоднородных твердых тел [1].

Прочность щебня, являющаяся одной из основных характеристик для определения его пригодности в качестве заполнителя, должна быть не менее чем в 1,5-2 раза выше прочности (целевого) бетона. Кубовидные зерна обладают прочностью большей, чем зерна пластинчатой и игловатой формы, поэтому использование в составе бетона щебня с высоким содержанием зерен кубовидной формы более предпочтительно.

В щебне, таким образом, лимитируется содержание зерен пластинчатой и игловатой формы.

В настоящее время в ОАО «НПО Центр» накоплен большой экспериментальный материал по исследованию особенностей зернового состава и прочностных характеристик продуктов разрушения различных горных пород (доломита, гранита, порфирита и т.д.) в процессе дробления при различных схемах приложения (воздействия) разрушающих усилий.

Принято считать, что поскольку в процессе дробления разрушаются преимущественно компоненты с большим содержанием слабых зерен и наиболее трещиноватые компоненты, то получаемый щебень будет представлен фракциями с меньшим содержанием трещин и слабых разностей горной породы, т.е. в полученном дискретном материале прочность структурных единиц будет выше.

Прочность щебня зависит от состава, структуры и содержания зерен слабых разностей измельчаемой горной породы. От схемы приложения механических воздействий зависит эффективность управления технологическими характеристиками целевого продукта (щебня), т.к. дробление лещадных зерен также обеспечивает получение щебня с высоким содержанием кубовидных зерен (рисунок 1).

Рост объемов строительства и требований к качеству строительных материалов в настоящее время обусловил повышение спроса на кубовидный щебень, ведь при изготовлении бетонных и асфальтобетонных дорожных покрытий, а также строительных конструкций большое значение имеет прочность и форма частиц наполнителя. Приближение формы частиц к правильной кубовидной, а также уменьшение доли частиц с ослабленной формой увеличивает прочность и долговечность бетонных и асфальтобетонных конструкций. Особенно большое значение имеет форма мелкого щебня размером 3-5, 5-10,



Рисунок 1 – Кубовидный щебень, полученный на дробилке ДЦ-1,6

10-15 мм, применяемого для верхнего упрочняющего слоя дорожного покрытия, определяющего долговечность и качество дорог.

Использование кубовидного щебня при дорожном строительстве позволяет:

- снизить расход щебня на 15-20 % и связующих (битум, цемент) на 30-40 %;
- приблизить коэффициент уплотнения асфальтобетонной смеси к единице, что обеспечивает не только долговечность, но и морозостойкость дорожного покрытия;
- снизить время и трудозатраты по укладке асфальтового покрытия до 50 %;
- увеличить срок службы дорожного покрытия;
- увеличить коэффициент сцепления до 0,65-0,71.

Преимущества использования дробилок центробежно-ударного типа

Для получения щебня фракций, используемых в дорожном строительстве, обычно применяются дробилки конусные, роторные и центробежно-ударные.

Конусные дробилки обеспечивают получение мелкого щебня с содержанием зерен лещадной формы от 15 % и выше (реально выше 20 %). Роторные дробилки обеспечивают получение щебня с содержанием зерен лещадной формы (т.е. частиц с соотношением максимального к минимальному геометрическому размеру 1:3 и более) до 15 % на мягких и средней твердости породах с прочностью ниже 100 МПа. При более прочных породах резко снижается производительность и увеличивается износ рабочих органов роторных дробилок.

Задаче получения щебня мелких фракций с содержанием зерен лещадной формы до 10 % из материалов с прочностью на сжатие до 300 МПа в полной мере соответствуют центробежно-ударные дробилки. В центробежной дробилке разрушение материала происходит за счет удара материала об отбойные элементы при разгоне его в поле центробежных сил во вращающемся ускорителе. Это позволяет:

- значительно увеличить степень дробления и расширить диапазон регулирования содержания фракций в продукте;
- получать стабильный грансостав дробленого продукта не зависящий от износа футеровочных элементов;
- повысить прочность конечного продукта за счет уменьшения количества зерен с ослабленной формой и снижения трещиноватости зерен.

Существует распространенное мнение, что применение ударных дробилок приводит к резкому увеличению выхода отсева. Однако это не подтверждается практикой использования дробильного оборудования. Более того, при подборе оптимальных скоростей вращения ротора на ударных дробилках, выход отсева на них ниже, чем на конусных дробилках. Усредненные гранулометрические составы, полученные при дроблении горных пород на центробежно-ударных и конусных дробилках, представлены на рисунках 2 и 3.

Как видно из приведенных графиков типовых гранулометрических составов, конусная дробилка обеспечивает крупность готового продукта менее 10 мм при размере ширины разгрузочной щели равной 6 мм. При этом соотношение фракций 0-4 мм и 4-10 мм составляет 65 % к 35 %. Для центробежно-ударной дробилки, при переработке твердых руд, соотношение фракций 0-4 мм и 4-10 мм составляет 55 % к 45 %.

Для крупности готового продукта до 20 мм выхода продуктов 0-4 и 4-20 мм составляют 40 % к 60 % для конусной дробилки и 30 % к 70 % для ударной дробилки.

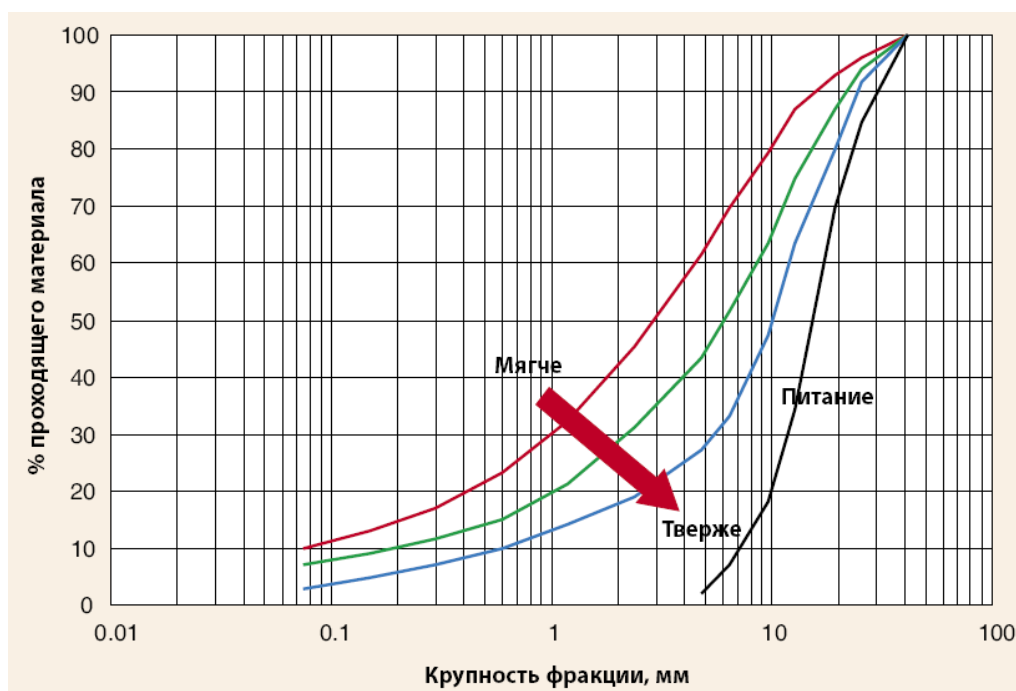


Рисунок 2 – Усредненные гранулометрические составы исходного материала (питания) и продуктов дробления на ударно-центробежной дробилке

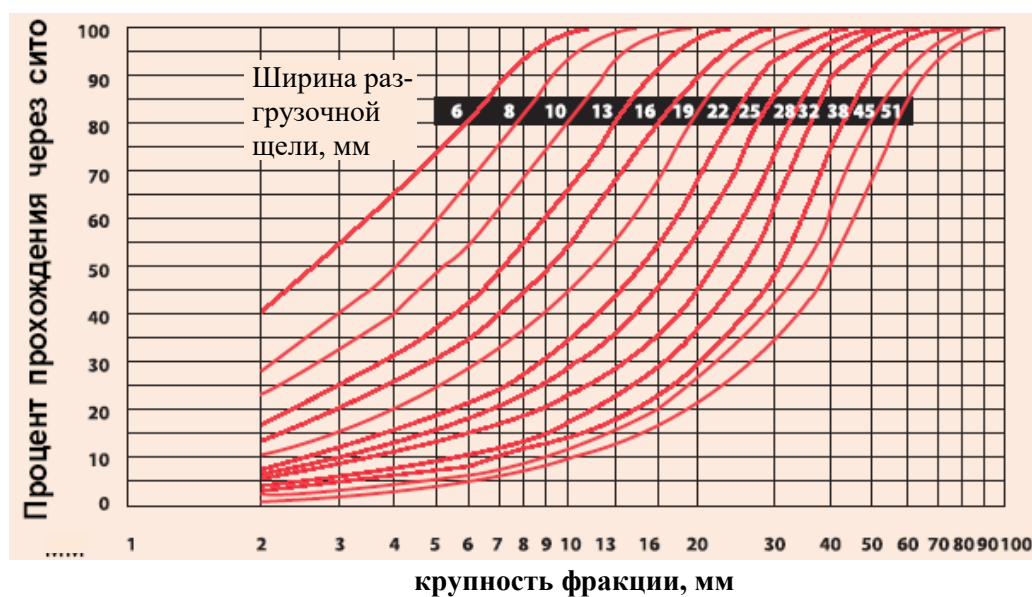


Рисунок 3 – Типовые гранулометрические составы продуктов разгрузки конусных дробилок (Финляндия)

Исследования

Для подтверждения высокой эффективности применения центробежно-ударных дробилок при производстве кубовидного щебня из различных видов горных пород были проведены исследования влияния центробежно-ударного способа дробления на качество щебня. В качестве исходного материала использован гранитный щебень произ-

водства ГОП АО «ММК», представляющий собой смесь фракций с наибольшей крупностью 40 мм, а также порфириновый щебень фракции 20-40 мм, произведенный на Гранитном карьере ОАО «Магнитострой» после конусной дробилки КСД-2200. Указанный исходный материал дробился на центробежно-ударной дробилке ДЦ-1,6 производства ОАО «НПО Центр» (рисунки 4 и 5).

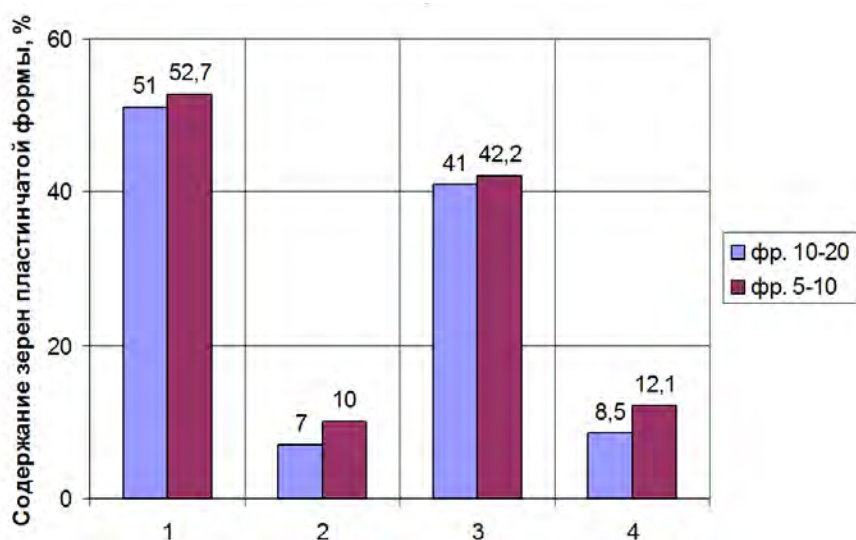


Рисунок 4 – Центробежно-ударная дробилка марки ДЦ



Рисунок 5 – Центробежно-ударная дробилка марки ДЦ в работе

Форма зерен. Форма зерен щебня характеризуется содержанием зерен пластинчатой и игловатой формы, к которой относятся такие зерна, толщина или ширина которых менее длины в 3 и более раз. Результаты испытаний приведены на рисунке 6.



1 – порфириновый после КСД; 2 – порфириновый после ДЦ;
3 – гранитный после КСД; 4 – гранитный после ДЦ

Рисунок 6 – Влияние способа дробления на содержание зерен пластинчатой формы

Из данных рисунка 6 видно, что исходные материалы по содержанию зерен пластинчатой и игловатой формы не удовлетворяют требованиям стандарта. В дробленом материале содержание указанных зерен свидетельствует о том, что полученный материал по форме относится к кубовидному щебню. Исходя из представленных данных, можно заключить, что в результате центробежно-ударного дробления содержание в материале зерен пластинчатой и игловатой формы уменьшается в среднем в 6 раз, т.е. указанный метод дробления является эффективным средством улучшения формы зерен и повышения его качества.

Прочность щебня. Прочность щебня определена по его дробимости в цилиндре. Результаты испытаний представлены на рисунке 7.

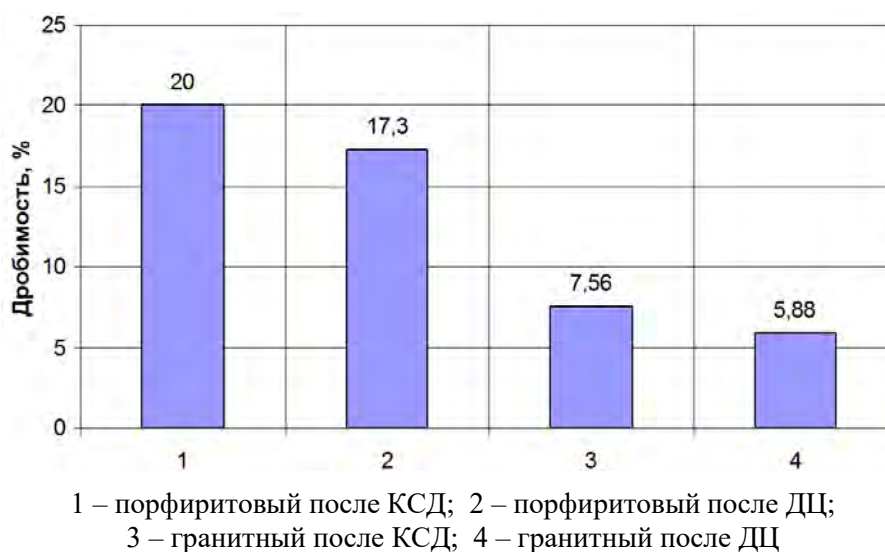


Рисунок 7 – Прочность щебня по дробимости в цилиндре

Из представленных данных следует, что дробление щебня в центробежно-ударной дробилке способствует увеличению его прочности в среднем от 16 % до 29 %. Это связано с уменьшением в получаемом материале количества зерен пластинчатой и игловатой формы, которые при прочих равных условиях оказывают существенное влияние на прочность щебня.

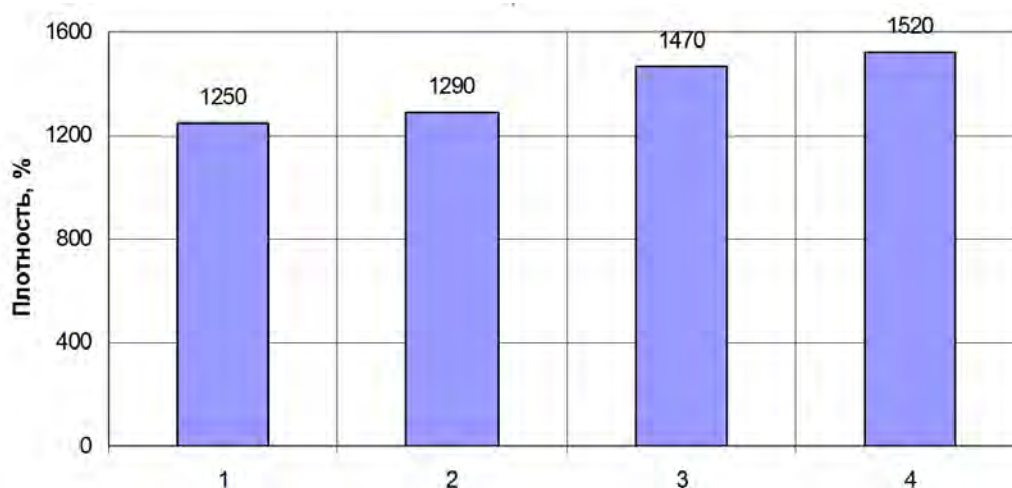
Плотность щебня. Насыпная плотность щебня определялась взвешиванием в мерном цилиндре. Результаты испытаний приведены на рисунке 8.

Приведенные данные свидетельствуют об увеличении насыпной плотности щебня, полученного центробежно-ударным способом, что связано с его кубовидной формой. Это закономерно привело к уменьшению пустотности, которая для щебня ГОП АО «ММК» снизилась с 46,8 % до 45,6 %, а для щебня ОАО «Магнитострой» – с 48,1 % до 46,2 %.

Сравнение технологических показателей дробления. Кроме сравнения качества готовых продуктов центробежные и конусные дробилки были оценены и по технологическим параметрам их работы и экономической эффективности использования.

В ходе сравнения был выявлен ряд недостатков конусных дробилок:

- высокая материалоемкость;
- высокие капитальные затраты;
- потребность в мощных фундаментах;
- высокие затраты на ремонт;
- высокий показатель лещадности зерен дробленого продукта.

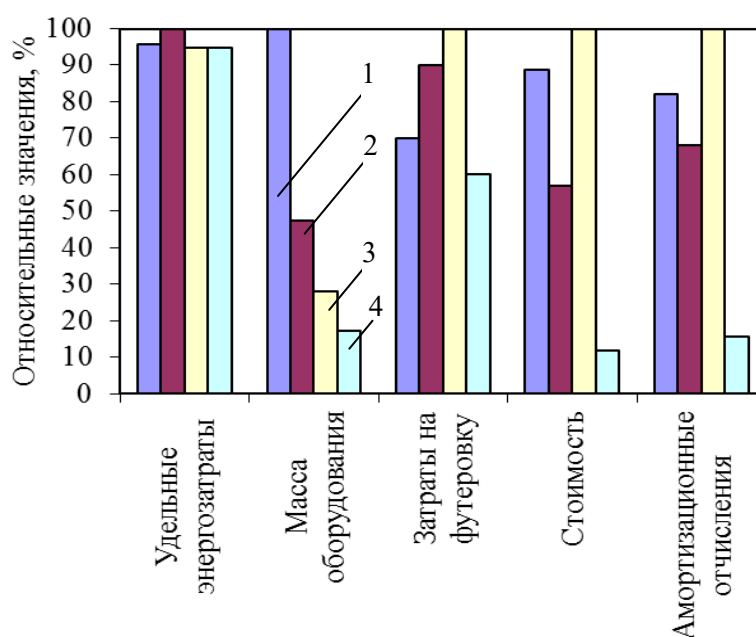


1 – порфиритовый после КСД; 2 – порфиритовый после ДЦ;
3 – гранитный после КСД; 4 – гранитный после ДЦ

Рисунок 8 – Насыпная плотность щебня

Указанных выше недостатков лишены центробежно-ударные дробилки с вертикальным валом. Центробежно-ударные дробилки не требуют для своей установки фундаментов. Использование в этих дробилках принципа самофутеровки наиболее нагруженных элементов позволяет значительно повысить межремонтный ресурс и снизить затраты на ремонт и обслуживание. Усредненные экономические параметры установки и эксплуатации для центробежных и конусных дробилок различных производителей представлены в таблице и на рисунке 9.

Здесь приведены усредненные параметры, полученные с 2009 по 2012 гг. на базе производств различных предприятий России, Беларуси, Украины, Казахстана, Вьетнама и др.



1 – дробилка конусная КМД-2200Т7-Д (Россия); 2 – дробилка конусная MCSS1680 (Тайвань);
3 – дробилка конусная CN660 (Швеция); 4 – дробилка центробежно-ударная ДЦ-1,6 (Беларусь)

Рисунок 9 – Сравнение затрат дробления на различных дробилках

Таблица – Сравнительные характеристики дробилок мелкого дробления

Показатели	Дробилки конусные (страны изготовители)			Дробилка центробежно-ударная
	Россия	Тайвань	Швеция	ДЦ-1,6, Беларусь
производительность по продукту 0-20 мм, т/ч	250	180	200	200
мощность электропривода, кВт	400	300	315	315
энергозатраты на тонну продукта, кВт/т	1,6	1,67	1,58	1,58
масса оборудования, т	93	44	26	16
лещадность зерен готового продукта, %	18-22	20-25	18-22	2-10
затраты на футеровку, % отн.	70	90	100	60
нормативный срок службы, лет	13	10	12	9
амортизационные отчисления, \$ США в год	115 385	96 000	140 833	22 222
ориентировочная стоимость, \$ США	1 500 000	960 000	1 690 000	200 000

Вывод

Представленные в статье результаты исследований и обобщения опыта промышленной эксплуатации оборудования показывают, что использование технологии центробежно-ударного дробления при производстве крупного заполнителя бетона (щебня) обеспечивает получение высококачественного продукта, полностью отвечающего требованиям нормативных документов строительной отрасли. Показано, что при производстве щебня уже при первом интенсивном (ударном) механическом воздействии обеспечивается выделение фракций щебня с максимально высоким содержанием фракций с кубовидными зернами, при этом дробление проходит с уменьшением в продукте измельчения содержания фракций породы с пониженной прочностью за счет разрушения слабых зерен.

Одним из важных преимуществ процесса центробежно-ударного дробления является избирательность (селективность), которая реализуется в процессе ударного воздействия за счет разной степени дробимости компонентов измельчаемой горной породы. Это дает возможность управлять качеством щебня путем подбора режимов работы центробежно-ударной дробилки.

Анизотропия, обусловленная спецификой структуры и текстуры материала в результате присутствия включений слабой породы, отрицательно сказывается на качестве крупного заполнителя бетона. В процессе ударного дробления происходит уничтожение анизотропии путем «упрочнения через разрушение» слабых связей.

Показана возможность с помощью центробежно-ударных дробилок целенаправленного управления и регулировки таких показателей щебня, как прочность зерен,

фракционный состав, соотношение содержания в щебне зерен кубовидной, лещадной и игловатой формы, содержание зерен слабых пород.

В целом можно сделать вывод, что при задаче получения высококачественного кубовидного щебня эффективно применять именно дробилки центробежно-ударного принципа действия. Анализ приведенных технологических и экономических параметров их использования показывает, что центробежно-ударные дробилки по сравнению с конусными дробилками при сходных показателях по производительности и энергозатратам значительно более выгодны по выходу отсева дробления, по капитальным и эксплуатационным затратам, а так же отличаются высокими показателями качества готового продукта.

Описанный в данной статье положительный опыт применения технологии центробежно-ударного дробления материалов является далеко не единственным. В условиях растущего спроса на качественные строительные материалы внедрение подобных технологий представляется особенно перспективным.

Список использованных источников

1. Баклашов, И.В. Деформирование и разрушение породных массивов. Нормативные документы, регламентирующие прочность / И.В. Баклашов. – М.: Недра, 1988. – 271 с.

Tabolich A.V., Vorobyov V.V., Ivanov E.N., Bondarenko S.N.

Production of high-quality cube-shaped crushed stone by using the technology of impact centrifugal crushing

The article gives the analysis of the results of practical application of impact centrifugal crushers in comparison with crushers of other types when producing high-quality cube-shaped crushed stone. The investigations have been carried out on granite and porphyrite crushing by impact centrifugal and conical crushers of different producers. The obtained process-dependent parameters of their operation and qualitative parameters of the obtained materials have been compared.

Поступила в редакцию 12.03.2014 г.

УДК 622.112(082)

МОДЕРНИЗАЦИЯ И СРЕДСТВА АНАЛИЗА ПРИВОДА КОЛЕС ШАХТНОГО САМОХОДНОГО ВАГОНА

Таяновский Г.А., Басалай Г.А., Матусович Э.В., Загоровский Ю.В. (Белорусский национальный технический университет, г. Минск, Беларусь)

Проведены информационно-патентные изыскания, разработаны технические предложения различных способов совершенствования привода колес самоходного вагона, отдельные инструментальные средства прикладного исследования с целью последующего выбора рациональной схемы и параметров привода колес по принятой системе критериев, с учетом требований к самоходному шахтному вагону (ШВС) и экономической целесообразности. Разработана механико-математическая модель ШВС, необходимая для изучения процессов трогания вагона с места и его разгона, а также для выбора параметров привода колес и системы управления гидropоджимных фрикционных муфт.

Введение

На калийных рудниках для доставки отбитой проходческим комбайном горной массы к конвейерам на расстояния до 200 метров используют колесные самоходные шахтные вагоны (ШВС) (рисунок 1). Привод колес вагона осуществляется от электродвигателей по бортам, их свойства обуславливают большую динамичность трогания с места и остановки ШВС, а значит и высокую нагруженность приводов колес, дергания машины на этих режимах движения. Такая особенность характерна также и для новых зарубежных и отечественных моделей самоходных вагонов. Использование частотного регулирования тяговых электродвигателей не устраняет отмеченной динамики.

Цель работы состоит в обосновании технически реализуемых целесообразных путей улучшения динамики привода колес самоходного вагона.



1 – комбайн; 2 – бункер-перегрузчик; 3 – самоходный вагон

Рисунок 1 – Размещение и движения самоходного вагона в шахте

Результаты исследований

Динамические нагрузки, возникающие в приводе колес, возрастают с увеличением ускорений вагона при трогании с места и разгоне, а также при торможении. Поэтому реальный путь снижения таких нагрузок состоит в управлении темпом нарастания крутящего момента, передаваемого от электродвигателя к первичному валу привода колес в начале трогания, и согласования работы электродвигателя и привода при торможении. При этом числовые значения допустимых ускорений самоходного вагона можно принять по аналогии с тягово-транспортными полноприводными колесными низкоскоростными машинами, для которых такие уровни ускорений достаточно исследованы и обоснованы [1, 2].

Технические средства, позволяющие достичь приемлемого по критериям динамической нагрузки и ускорения водителя [2] закона набора скорости вагоном, достаточно разнообразны, однако все требуют дополнительных затрат. Поэтому необходимы исследования эффективности предлагаемых технических решений.

При ограничении продольного ускорения значением a м/с² [2] и при рабочей скорости вагона v м/с целесообразная графическая диаграмма половины цикла движения имеет вид, показанный на рисунке 2.

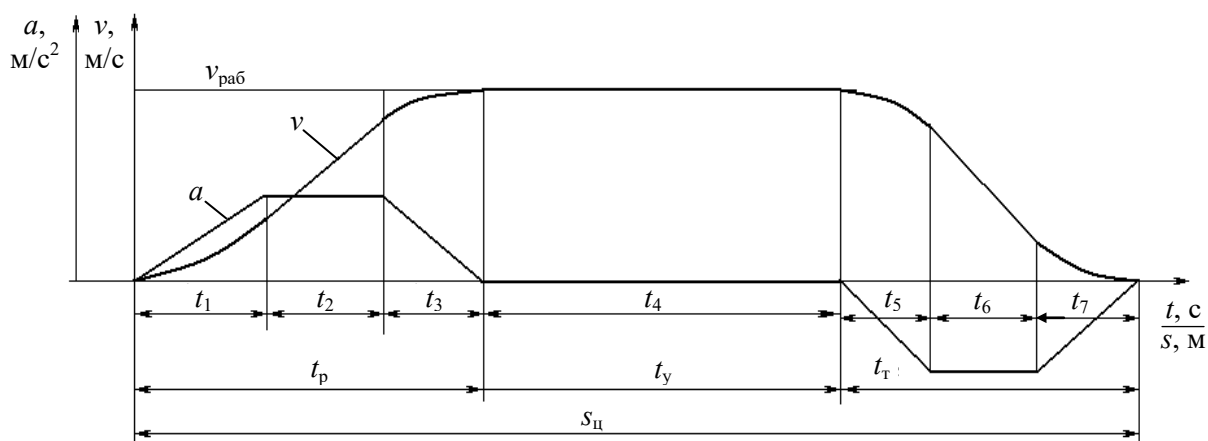


Рисунок 2 – Изменения ускорения и скорости самоходного вагона

В период трогания с места и разгона (t_p) ускорение вначале растет до значения a , затем остается некоторое время (t_2) постоянным, а далее убывает до нуля (t_3). После чего необходимое для преодоления пути время (t_4) вагон движется с установившейся рабочей скоростью v до начала торможения. При торможении ускорение меняет знак, причем также вначале оно растет (t_5), в период t_6 – остается постоянным, а к окончанию торможения (t_7) уменьшается до нуля.

Как следует из наблюдений за нагрузками в приводах колес, их максимальные значения соответствуют периодам t_1 и t_5 (рисунок 2), а в периоды t_2 и t_6 они превышают нагрузки, характерные для периодов t_3 , t_4 , t_7 . Следовательно, необходимы такие усовершенствования штатных приводов колес самоходного вагона, которые обеспечат приемлемую динамику нагрузок на привод и допустимые по санитарным нормам уровни продольных колебаний водителя как раз в периоды (t_1 - t_2) и (t_5 - t_6).

В работе рассмотрены потенциальные возможности нескольких вариантов технических решений, способных обеспечить целесообразный характер динамики движения и нагрузок в трансмиссии самоходного вагона:

- а) использование гидроаккумуляторов;
- б) применение гидроходопреобразователей;
- в) использование объемных гидромеханических передач (ОГМП) – так называемых двухпоточных передач;
- г) применение фрикционных управляемых муфт.

Для перечисленных вариантов разработаны принципиальные комбинированные схемы приводов колес вагона. На их основе по методике динамической схематизации приводов машин Е.И. Ривина [1] составлены динамические расчетные схемы с сосредоточенными параметрами перечисленных вариантов приводов колес самоходного вагона. Далее составлены математические описания движения масс расчетных динамических моделей и получены соответствующие системы уравнений динамики.

Далее в статье приведен один из вариантов механико-математической модели ШВС, предназначенной для исследования трогания его с места и разгона. Разрабатываются программные модули для проведения многовариантного параметрического анализа процесса движения каждого варианта вагона. На основе результатов такого анализа (рисунок 3) возможен выбор рациональной схемы и параметров привода колес самоходного вагона путем сравнения потенциала эффективности рассмотренных вариантов усовершенствования трансмиссии.

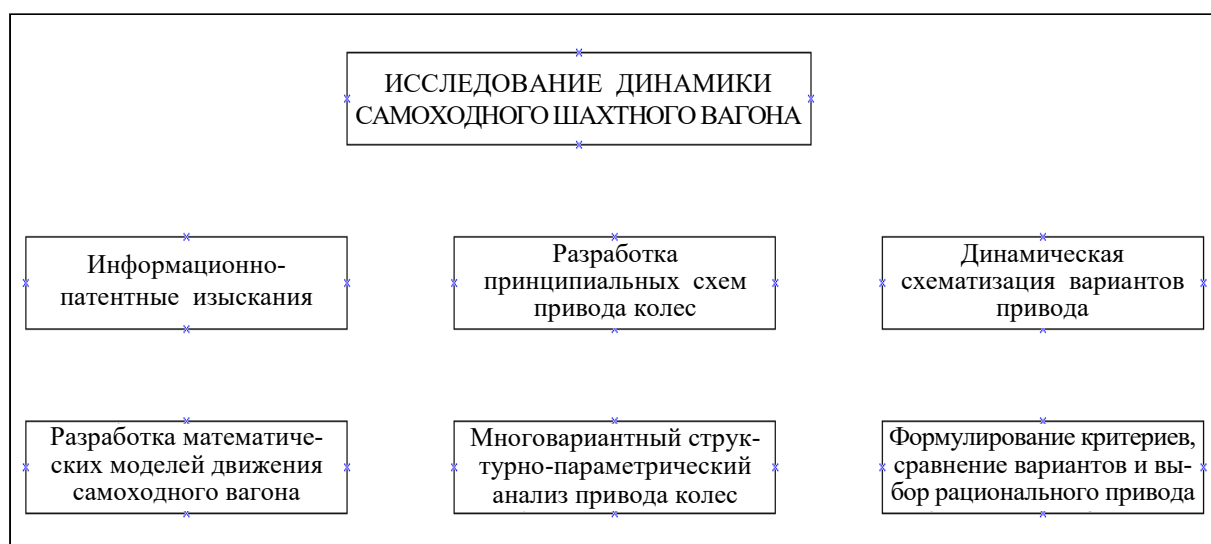
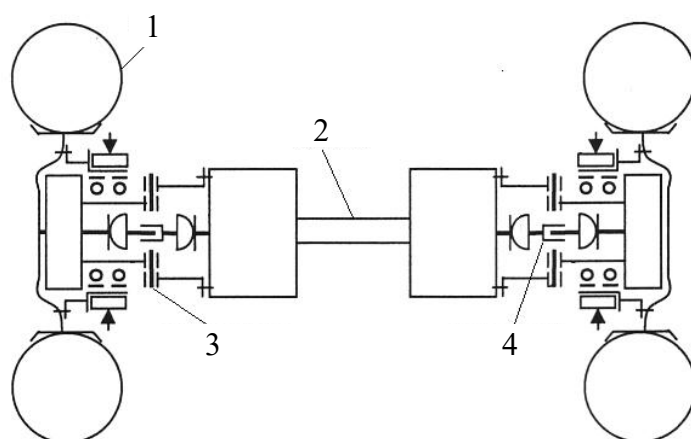


Рисунок 3 – Структура исследования самоходного вагона

С учетом схемы штатного привода колес исследуемого самоходного вагона и его конструктивно-компоновочного размещения на машине (рисунок 4) существенными являются ограничения на габаритные размеры вводимых в трансмиссию дополнительных элементов.

На исследуемом ШВС применена система поворота со всеми управляемыми ведущими колесами, имеющими возможность поворота относительно остова машины вокруг вертикальной оси (рисунок 4), что существенно усложняет трансмиссию и механизм управления поворотом колес. Поэтому одновременно целесообразно рассматривать различные варианты совершенствования привода, связанные с возможностями обеспечения многофункциональности системы поворота самоходного вагона для обеспечения необходимых показателей его маневровых свойств [3].



1 – колесо; 2 – осто́в самоходного вагона;
3 – ось поворота ведущего колеса; 4 – карданный вал

Рисунок 4 – Вид самоходного вагона и схема установки колесных узлов

Как ранее отмечалось, проблемными с позиции динамики являются процессы трогания с места и разгона до установившейся скорости ШВС. Поэтому выбор схемы и параметров привода колес таких полноприводных машин при проектировании требует изучения динамики движения ШВС и нагруженности трансмиссии путем математического моделирования переходных процессов, каким и является трогание с места и разгон.

Одна из задач данного исследования состояла в разработке динамической расчетной системы и математического описания процессов трогания с места и разгона ШВС для последующего исследования на ЭВМ.

Общие методические положения динамической схематизации объекта исследования в виде динамической системы с сосредоточенными массами и составления математического описания их движения изложены в работах многих ученых: Вейца В.Л., Кочуры А.Е., Ривина Е.И. и др. [1]. Порядок и основные приемы разработки математических описаний неустановившихся процессов моторно-трансмиссионного агрегата различных полноприводных колесных машин известны из работ Цитовича И.С., Островерхова Н.Л., Альгина В.Б., Тарасика В.П., Атаманова Ю.Е. и др. [2-4].

Специфика устройства исследуемого ШВС состоит в том, что он имеет два приводных тяговых асинхронных электродвигателя с системой изменения числа пар полюсов, а привод колес разных бортов осуществляется по бортам. В рассматриваемом варианте привода колес работа гидropоджимных фрикционных муфт (ГФМ), установленных в раздаточных редукторах, синхронизируется путем питания бустеров ГФМ от одной напорной магистрали управляющего контура.

На основе принципиальной кинематической схемы привода колес исследуемого ШВС (рисунок 5) разработана вначале развернутая динамическая система привода его колес. Анализ этой системы позволил, основываясь на приемах упрощения и приведения развернутых динамических систем по упомянутым методикам, сократить число масс в динамической системе привода колес каждого борта до пяти. В результате получена расчетная динамическая система ШВС, пригодная для исследования процессов его трогания с места и разгона (рисунок 6).

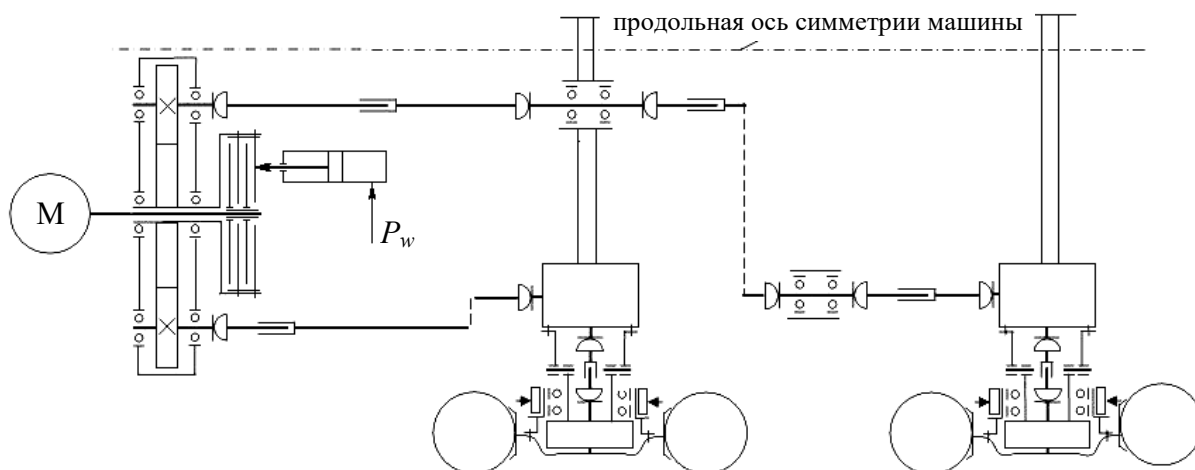
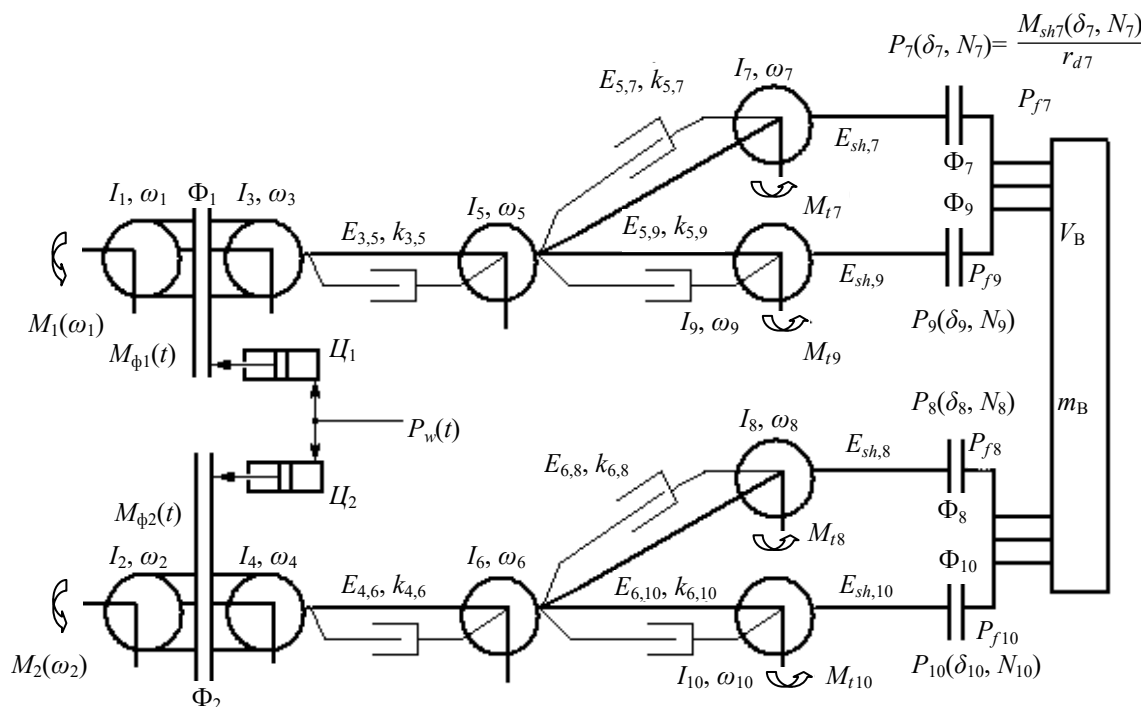


Рисунок 5 – Схема привода колес одного борта ШВС



Φ_1, Φ_2 – гидropоджимные фрикционные муфты; $\Phi_7\text{--}\Phi_{10}$ – фрикционные муфты, моделирующие сцепление колес движителя с опорной поверхностью; Π_1, Π_2 – гидроцилиндры управления гидropоджимными фрикционными муфтами; V_B – текущее значение скорости движения вагона; m_B – масса вагона

Рисунок 6 – Расчетная динамическая система привода колес ШВС

Математическое описание составлено с учетом допущения о том, что ШВС конструктивно симметричен относительно продольно-вертикальной плоскости, а воздействия поверхности движения на правые и левые соответствующие колеса равны [4]. Нагрузки на колеса по мостам могут различаться в зависимости от степени нецентрального расположения груза в ШВС, а давления воздуха в шинах могут отличаться друг от друга.

Дифференциальные уравнения движения масс рассматриваемой расчетной динамической системы привода колес правого борта ШВС имеют вид:

$$\begin{aligned} I_1 \dot{\omega}_1 &= M_1(\omega_1) - M_{\phi 1}(T); \quad I_3 \dot{\omega}_3 = M_{\phi 1}(T) - M_{35}; \\ \text{при } \rightarrow \omega_1 &= \omega_3 \rightarrow (I_1 + I_3) \dot{\omega}_1 = M_1(\omega_1) - M_{35}; \\ M_{\phi 1}(T) &= M_{\phi 1 \max} \left(1 - e^{-K_{\phi 1} T}\right); \quad K_{\phi 1} = \ln 20 / T_{\text{вкл.цп}}; \\ \dot{M}_{35} &= (\omega_3 - \omega_5) / E_{35}; \quad \dot{M}_{57} = (\omega_5 - \omega_7) / E_{57}; \quad \dot{M}_{7sh} = (\omega_7 - \omega_{sh}) / E_{sh7}; \\ I_5 \dot{\omega}_5 &= M_{35} - M_{57} - M_{59}; \quad \dot{M}_{9sh} = (\omega_9 - \omega_{sh}) / E_{sh9}; \\ P_{7sh} &= f(\delta_7, N_7); \quad P_{9sh} = f(\delta_9, N_9). \end{aligned} \quad (1)$$

Уравнения движения масс привода колес левого борта ШВС соответственно аналогичны и поэтому не приводятся.

Закон изменения момента трения в ГФМ принят в соответствии с выражением [2]

$$\begin{aligned} M_{\phi i}(\tau) &= M_{\phi i \max} \left(1 - e^{-K_{\phi i} \tau}\right); \\ K_{\phi i} &= \ln 20 / \tau_{\text{вкл.ГФМ}}. \end{aligned}$$

Математические описания работы муфт ГФМ при трогании с места и разгоне машины, как и в рассматриваемом случае раздаточных редукторов с гидropоджимными фрикционными муфтами бустерного типа, являются типовыми, широко используются при исследовании динамических нагрузок в трансмиссии различных машин при математическом моделировании на ЭВМ [4-6].

Уравнение движения массы всего ШВС, моменты на колесах в функции их буксования и действительная поступательная скорость движения машины описываются выражениями:

$$\begin{aligned} m_e \dot{V} &= \Sigma P_{shi}(\delta_i, N_i) - P_{\Sigma fi}; \quad P_{\Sigma fi} = \Sigma f_{ki}^0 N_i; \\ M_{shi} &= M_{shi}(\delta_2, N_2) = \varphi_{i \max} N_i r_i^0 \left(1 - e^{-k_i \delta_i}\right); \\ V &= \omega_i r_i^0 (1 - \delta_i); \rightarrow \delta_i = \frac{\omega_i r_i^0 - V}{\omega_i r_i^0}; \end{aligned}$$

с другой стороны

$$\delta_i = \begin{cases} (\ln(A_i / (A_i - M_{shi}))) / K_i, & \text{если } \delta_i \geq 0; \\ (\ln(B_i / (B_i - M_{shi}))) / L_i, & \text{если } \delta_i < 0; \end{cases} \quad A_i = a_i N_i r_i^0; \quad B_i = b_i N_i r_i^0,$$

где $\dot{\omega}_i = d\omega_i / dt$;

ω_i – угловые ускорения и угловые скорости i -х инерционных масс;

I_i – приведенные к валу двигателя моменты инерции масс динамической системы;
 E_{ij} – приведенные к валу двигателя податливости участков трансмиссии между i -й и j -й инерционными массами;
 M_i – момент на валу двигателя привода колес данного борта;
 $M_{\phi i}(T)$ – момент ГФМ;
 $P_{\Sigma f i c}$ – суммарная сила сопротивления передвижению ШВС;
 Φ_i – ГФМ;
 E_{shj} – тангенциальная податливость шин колес переднего и заднего мостов ШВС;
 δ_i – буксования колес движителя ШВС;
 $\tau_{\text{вкл.ГФМ}}$ – время включения ГФМ;
 P_{fki}, f_{ki} – условные силы и коэффициенты сопротивления качению колес переднего и заднего мостов ШВС;
 N_i, r_{ki}^0 – нормальные нагрузки и радиусы качения в ведомом режиме колес переднего и заднего мостов ШФС;
 V – текущая скорость движения ШВС;
 a_i, b_i, K_i, L_i – константы аппроксимации зависимости крутящего момента или тягового усилия, развиваемого i -м ведущим или отстающим колесом, от его буксования выражением вида

$$M_{ki}(\delta_i, N_i) = \varphi_{i\max} N_i r_{ki}^0 (1 - e^{-k_i \delta_i}).$$

При необходимости в приведенных уравнениях можно учесть и демпфирование в валах динамической системы. Для этого во всех уравнениях с моментами инерции в правые части алгебраически с соответствующими знаками добавляются моменты от неупругих сопротивлений в валах динамической системы, примыкающих к данной инерционной массе, в виде

$$\pm k_{i,i+1}(\omega_i - \omega_{i+1}),$$

где $k_{i,i+1}$ – коэффициенты демпфирования соответствующих валов;

ω_i, ω_{i+1} – угловые скорости, соответственно, i -й и $(i+1)$ -й инерционных масс, соединенных безинерционным упругим валом с демпфированием [4-6].

При определении радиусов шин, входящих в ранее приведенные выражения, необходимо учесть возможную разную вертикальную нагрузку на колеса ШВС при работе.

Известна предложенная В.А. Петрушовым, С.А. Шуклиным и В.В. Московкиным экспериментально выявленная зависимость для определения радиуса r_j^0 качения колеса в ведомом режиме в функции внутришинного давления воздуха и вертикальной нагрузки на колесо, который принимается в качестве единого расчетного радиуса при исследовании динамики качения колеса [2, 3]

$$r_j^0 = r_{jc} \cdot \frac{r_{jc} p_{wj} + v_{1j} \cdot N_j}{r_{jc} p_{wj} + v_{2j} \cdot N_j},$$

где v_{1j}, v_{2j} – эмпирические константы аппроксимации результатов экспериментов предложенным моделирующим выражением;

p_{wj} – давление воздуха в шине;

N_j – вертикальная (нормальная) нагрузка на колесо;

r_{jc} – свободный радиус колеса с шиной.

Система (1) полученных уравнений имеет нулевые начальные условия, кроме $\omega_1 = \omega_{10}$, то есть в начальный момент времени вал электродвигателя имеет некоторую угловую скорость ω_{10} .

Для определения касательной силы тяги колес i -го моста используется формула:

$$P_{shi} = \varphi \cdot G_i (1 - e^{-k_i \delta_i}),$$

где φ – коэффициент сцепления колес с опорной поверхностью;

G_i – вертикальная нагрузка, приходящаяся на i -е колесо;

k_i – коэффициент, зависящий от свойств опорной поверхности;

δ_i – буксование i -го колеса.

Буксование колес ведущих мостов рассчитываются по выражению:

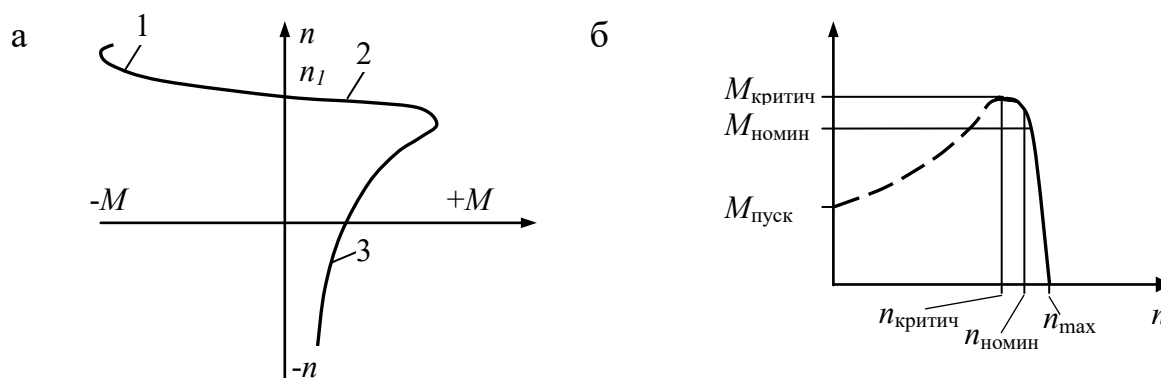
$$\delta_i = \frac{\mathcal{G}_{Ti} - \mathcal{G}}{\mathcal{G}_{Ti}} = 1 - \frac{\mathcal{G}}{\mathcal{G}_{Ti}} = 1 - \frac{\dot{x}}{\omega_i r_i}, \quad (2)$$

где $\mathcal{G}_{Ti}$ – теоретическая скорость центра i -го колеса;

$\mathcal{G} = \dot{x}$ – действительная скорость машины;

ω_i – угловая скорость i -го колеса, определяемая из решения системы уравнений (1).

Работа каждого из приводных тяговых электродвигателей ШВС на одной передаче моделируется его рабочей характеристикой (рисунок 7).



1 – генераторный режим; 2 – двигательный режим;

3 – режим электромагнитного торможения

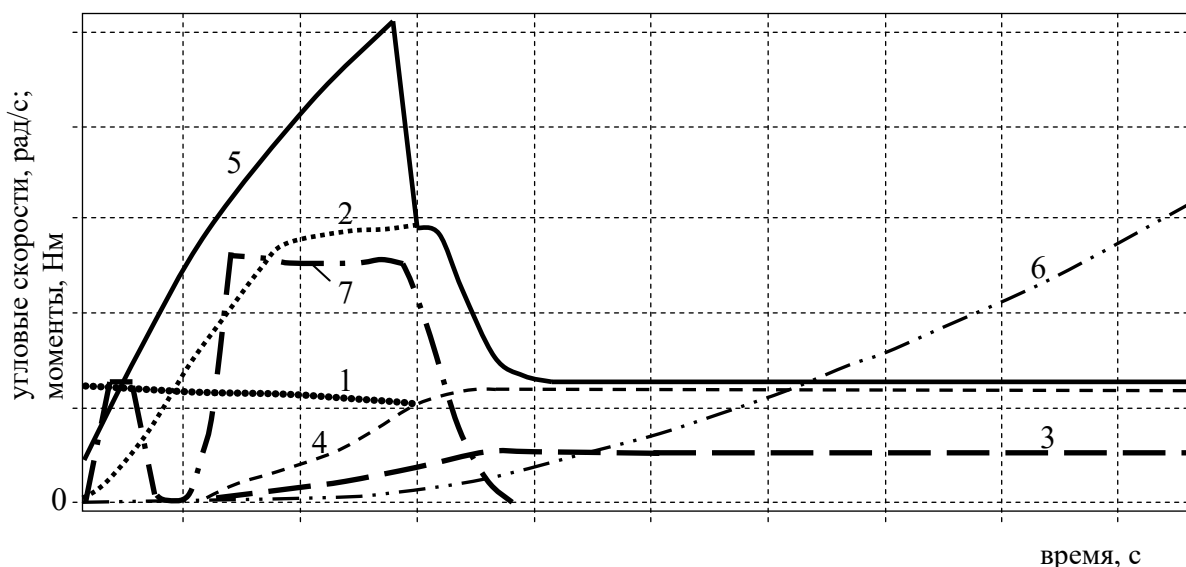
Рисунок 7 – Механическая (а) и скоростная (б) характеристики тягового электродвигателя ШВС

На рабочем тяговом участке скоростную характеристику электродвигателей ШВС можно с достаточной точностью описать следующими математическими выражениями:

$$M = \begin{cases} M_{\text{критич}} - a \times (n_{\text{номин}} + n_{\text{критич}})^2, & \text{при } n_{\text{номин}} > n > n_{\text{критич}}; \\ M_{\text{номин}} \times \left(1 - \frac{n - n_{\text{номин}}}{n_{\text{мах}} - n_{\text{номин}}}\right), & \text{при } n \geq n_{\text{номин}}; \\ a = \frac{M_{\text{номин}} \cdot M_{\text{критич}}}{(n_{\text{номин}} + n_{\text{критич}})^2}. \end{cases}$$

Решая совместно уравнения математического описания движения масс расчетной динамической системы ШВС, можно определить динамические моменты, ускорения, скорости в основных звеньях трансмиссии, самой машины, буксования колес мостов, их касательные силы тяги и другие величины. Пример результатов моделирования на ПЭВМ динамики трогания с места и разгона ШВС с помощью разработанного программного приложения для рассматриваемого варианта привода колес приведен на рисунке 8.

Осциллограмма трогания ШВС с места и разгона



- 1 — угловая скорость вала электродвигателя; 2 — момент, развиваемый электродвигателем;
3 — скорость ШВС; 4 — угловая скорость ведомой части ГФМ; 5 — момент трения ГФМ;
6 — путь, проходимый ШВС; 7 — ускорение ШВС

Рисунок 8 — Характер изменения различных физических величин, отражающих динамику трогания с места и разгона ШВС

Заключение

Таким образом, разработана структура научного исследования, проведены информационно-патентные изыскания, разработаны технические предложения различных способов совершенствования привода колес самоходного вагона, отдельные инструментальные средства прикладного исследования с целью последующего выбора рациональной схемы и параметров привода колес по принятой системе критериев, с учетом требований к самоходному шахтному вагону и экономической целесообразности. Раз-

работана механико-математическая модель ШВС, необходимая для изучения процессов трогания вагона с места и его разгона, а также для выбора параметров привода колес и системы управления ГФМ.

Список использованных источников

1. Динамика колесных машин: монография / И.С. Сазонов [и др.]. – Могилев: Белорусско-Российский университет, 2006. – 462 с.
2. Тракторы: теория / В.В. Гуськов [и др.]; под общ. ред. В.В. Гуськова. – М.: Машиностроение, 1988. – 376 с.
3. Андрианов, Д.С. Исследование комбинированной системы поворота самоходного вагона / Д.С. Андрианов, науч. рук. Г.А. Таяновский // Сб. науч. тр. IX-й Международной конференции молодых ученых и студентов БНТУ, Минск, 29-31 окт. 2013 г. / БНТУ – Минск, 2013. – С. 22-24.
4. Вейц, В.Л. Динамика машинных агрегатов с двигателями внутреннего сгорания / В.Л. Вейц, А.Е. Кочура. – Л.: Машиностроение, 1976. – 384 с.
5. Альгин, В.Б. Динамика трансмиссии автомобиля и трактора / В.Б. Альгин, В.Я. Павловский, С.Н. Поддубко; под ред. И.С. Цитовича. – Минск: Наука и техника, 1986. – 214 с.
6. Тарасик, В.П. Математическое моделирование технических систем / В.П. Тарасик. – Минск: Дизайн ПРО, 2004. – 640 с.

Tayanovsky G.A., Basalai G.A., Matusovich E.V., Zagorovski Yu.V.

Modernization and analysis tools of the wheels' drive of a mine self-powered vehicle

The authors have made a data and patent research and have developed draft proposals of different means of modernization of the wheels' drive of a mine self-powered vehicle, certain tools of the applied research for further selection of a rational scheme and parameters of the wheels' drive according to the established criteria taking into account the requirements to a self-powered mine vehicle and economic efficiency. Mechanical-mathematical model of a self-powered mine vehicle has been developed which is necessary for the study of take-off and acceleration processes, and also for the selection of parameters of the wheels' drive and the control system of hydropressing friction coupling.

Поступила в редакцию 05.05.2014 г.

УДК 622.232.72:629.369.017.2

АНАЛИЗ НАПРЯЖЕННОГО СОСТОЯНИЯ ПОДВИЖНЫХ СЕКЦИЙ КОНВЕЙЕРА ПРОХОДЧЕСКОГО КОМБАЙНА ПРИ СТАТИЧЕСКОМ НАГРУЖЕНИИ

Кучик А.С., Михаленя В.Д., Камозин Д.А., Щерба Е.В. (ЗАО «Солигорский Институт проблем ресурсосбережения с Опытным производством», Беларусь)

Данная статья посвящена методике определения напряжений в подвижных элементах конвейера проходческих комбайнов.

Введение

Проходческий комбайн – сложная многоприводная горная машина, обеспечивающая выполнение большого числа основных и вспомогательных операций рабочих процессов проведения и крепления подготовительных выработок, предназначенная для механизированного разрушения горных пород, погрузки горной массы в транспортные средства (вагонетки, конвейер, перегружатель).

Проходческие комбайны классифицируют по нескольким основным признакам:

- способу обработки забоя: комбайны непрерывного действия, комбайны избирательного действия;
- крепости разрушаемого массива: для работы по слабым породам, по породам средней крепости, по крепким породам;
- области применения: для проведения основных, вспомогательных выработок по полезным ископаемым и смешанному забою;
- по площади сечения производимых выработок.

Несмотря на множество критериев классификации, конструктивные схемы комбайнов в обязательном порядке включают исполнительный орган для разрушения горного массива, механизм перемещения и погрузочный элемент в виде конвейера.

Для транспортирования отбитой горной массы проходческие комбайны чаще всего работают в комплексе с бункером-перегружателем либо самоходным вагоном. Для более эффективной работы с данными элементами проходческого комплекса погрузочный конвейер проходческого комбайна должен иметь возможность подстраиваться под горные условия работы (уклон и поворот выработки, различная высота погрузки). Для чего хвостовая часть конвейера выполняется с двумя степенями свободы – для подъема-опускания в вертикальной плоскости и поворота в обе стороны относительно продольной оси в горизонтальной плоскости.

Крайняя точка хвостовой подвижной части конвейера чаще всего значительно удалена от рабочего места машиниста. При отгрузке отбитой породы и отгоне комбайна машинист не всегда визуально может правильно оценить расстояние от крайней точки конвейера до стенки либо кровли выработки, в связи с чем может произойти их задевание хвостовой частью. Данное явление происходит достаточно часто, следовательно все подвижные элементы конвейера должны иметь достаточный запас прочности.

Анализ напряженного состояния подвижных секций конвейера

Маневровые скорости движения комбайна обычно не превышают 5 м/мин, при таких скоростях нагрузки при задевании внешними частями комбайна выработки можно считать статическими.

В качестве расчетных схем нагружения можно принять:

1. Хвостовая часть уперта в кровлю выработки, гидроцилиндр подъема хвостовой части реализует максимальное толкающее усилие.
2. Хвостовая часть максимально повернута и уперта в выработку боковой стороной, гидроцилиндры поворота хвостовой части реализуют максимальное толкающее усилие.
3. Хвостовая часть конвейера максимально поднята вверх, повернута в сторону и уперта задней частью в выработку, комбайн движется назад, реализуя максимальное тяговое усилие.

Расчетные схемы реализуем для двух комбайнов КПО-10,5 и Урал-10А с близкими геометрическими и силовыми параметрами конвейера и сравним полученные результаты по двум комбайнам [1].

Рассмотрим первый расчетный случай, при котором хвостовая часть уперта в кровлю выработки, гидроцилиндр подъема реализует максимальное толкающее усилие.

Расчетная схема представлена на рисунке 1.

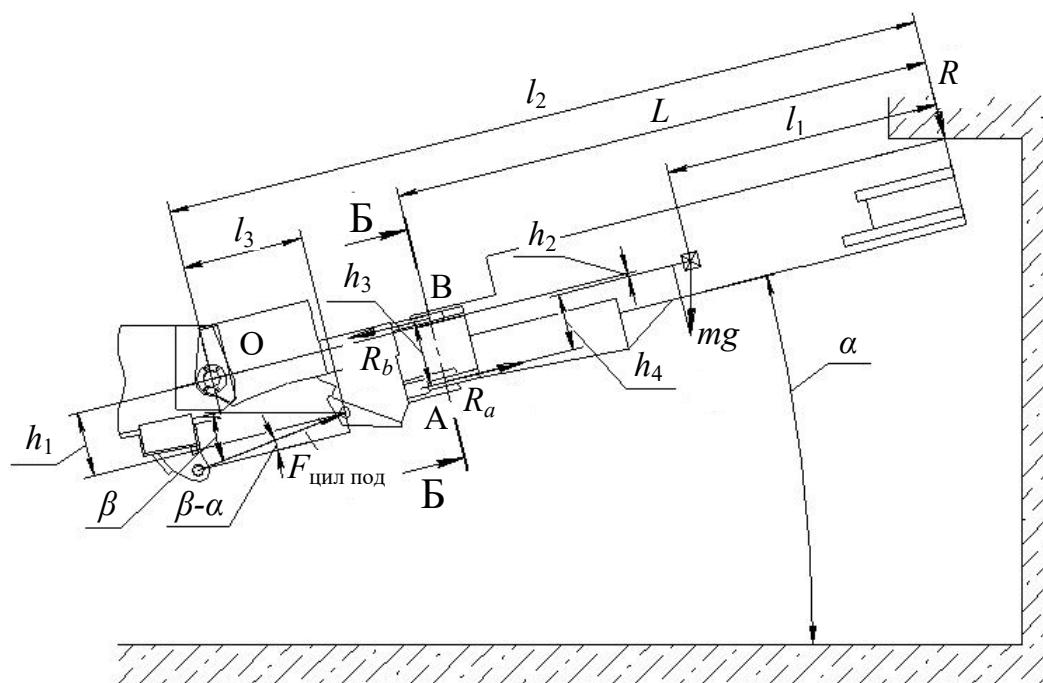


Рисунок 1 – Расчетная схема первого случая нагружения

Для нахождения реакций в шарнирах поворота консоли определим реакцию забоя на усилие выдвижения гидроцилиндра.

Условие равновесия относительно поворотного шарнира O:

$$\sum M_O = 0; \\ F_{\text{цил под}} \cdot \sin(\beta - \alpha) \cdot l_3 + F_{\text{цил под}} \cdot \cos(\beta - \alpha) \cdot h_1 - m \cdot g \cdot \cos(\alpha) \cdot h_3 - m \cdot g \cdot \sin(\alpha) \cdot h_2 - R \cdot l_2 = 0, \quad (1)$$

где $F_{\text{цил под}}$ – усилие гидроцилиндра подъема консоли, Н;

α – угол наклона консоли, град;

β – угол наклона гидроцилиндра, град;

m – масса консоли, кг;

R – реакция забоя, Н.

$$R = \frac{F_{\text{цпл под}} \cdot \sin(\beta - \alpha) \cdot l_3 + F_{\text{цпл под}} \cdot \cos(\beta - \alpha) \cdot h_1 - m \cdot g \cdot \cos(\alpha) \cdot h_3 - m \cdot g \cdot \sin(\alpha) \cdot h_2}{l_2}. \quad (2)$$

График изменения численного значения реакции забоя представлен на рисунке 2. Данная зависимость носит практически линейный характер с максимальным значением при полностью поднятой консоли. Следовательно, в качестве расчетного случая будем считать полностью поднятое положение консоли.

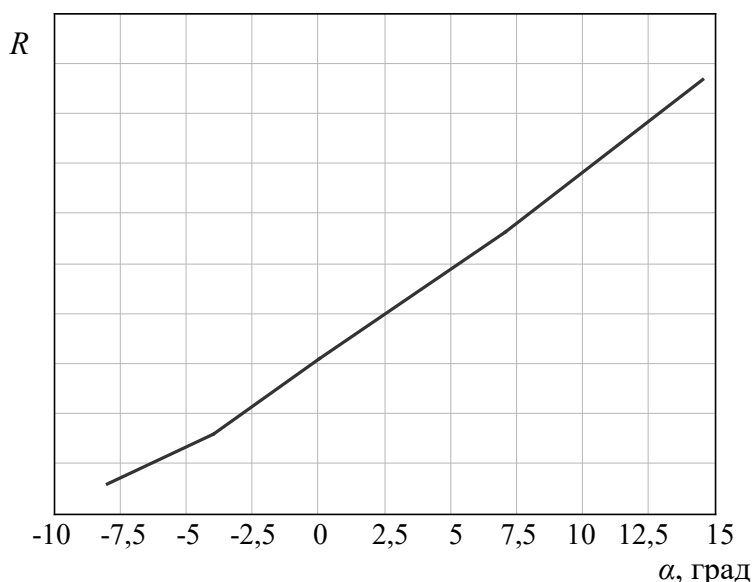


Рисунок 2 – График изменения реакции забоя от угла наклона консоли

Воспользовавшись принципом освобожденности от связей [2], заменим связи в шарнирах А и В реакциями.

Функциональное значение данных реакций определим из условия равновесия относительно точек А и В:

$$\begin{aligned} \sum M_A &= 0; \\ R_b \cdot h_3 - m \cdot g \cdot \cos(\alpha) \cdot (L - l_1) + m \cdot g \cdot \sin(\alpha) \cdot h_4 - R \cdot L &= 0; \\ \sum M_B &= 0; \\ R_a \cdot h_3 - m \cdot g \cdot \cos(\alpha) \cdot (L - l_1) - m \cdot g \cdot \sin(\alpha) \cdot (h_3 - h_4) - R \cdot L &= 0. \end{aligned} \quad (3)$$

$$\begin{cases} R_a = \frac{m \cdot g \cdot \cos(\alpha) \cdot (L - l_1) + m \cdot g \cdot \sin(\alpha) \cdot (h_3 - h_4) + R \cdot L}{h_3}; \\ R_b = \frac{m \cdot g \cdot \cos(\alpha) \cdot (L - l_1) - m \cdot g \cdot \sin(\alpha) \cdot h_4 + R \cdot L}{h_3}. \end{cases} \quad (4)$$

На рисунке 3 представлен разрез Б-Б по шарниру соединения качающейся рамы и консоли для комбайна Урал-10А, на рисунке 4 – разрез по шарниру для комбайна КПО-10,5. На рисунках: S_1 - S_4 – площади сечения проушин. Конструкция комбайна КПО-10,5 предполагает три поворотных шарнира, причем в данном расчетном случае реакция в среднем шарнире равна нулю, сечение данной проушины участвует в расчете на изгиб.

Проушины испытывают напряжение смятия рабочих поверхностей, изгиб и растяжение - сжатие в нормальном сечении. Ось шарнира испытывает напряжение смятия и среза нормального сечения.

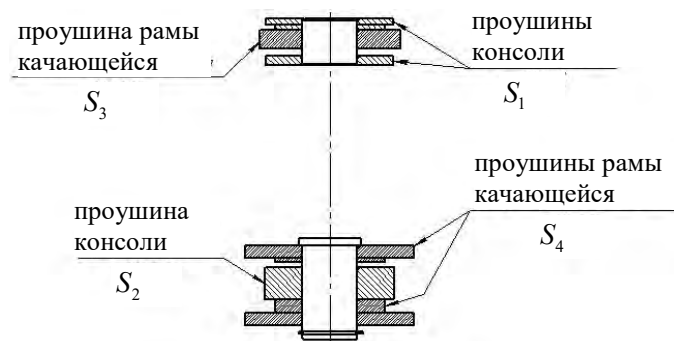


Рисунок 3 – Разрез Б-Б по шарниру соединения качающейся рамы и консоли комбайна Урал-10А

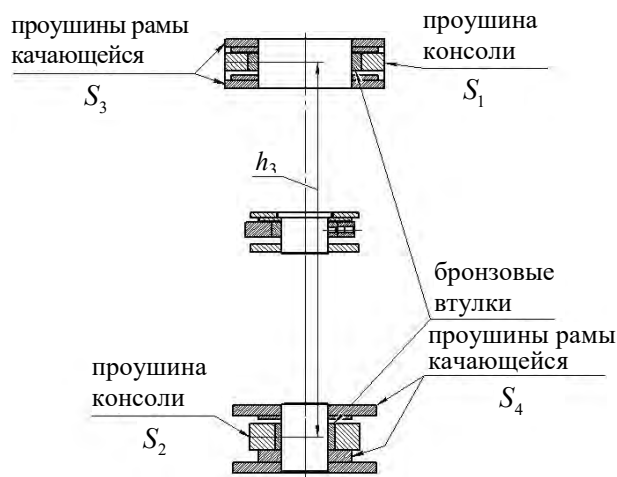


Рисунок 4 – Разрез Б-Б по шарниру соединения качающейся рамы и консоли комбайна КПО-10,5

Напряжения смятия и растяжения проушин [3]

$$\sigma = \frac{R_i}{S_{\text{раст(см)}i}}, \quad (5)$$

где R_i – реакция в шарнире, Н;

$S_{\text{раст(см)}i}$ – площадь сечения для расчета на растяжение и смятие, м^2 .

При расчете на смятие площадь нагруженного сечения определяется по формуле (6):

$$S_{\text{см}} = d \cdot h, \quad (6)$$

где d – диаметр оси, м;

h – толщина проушины, м.

Площади сечений S_2 , S_3 при расчете на растяжение проушин рассчитываются с учетом вычета площади бронзовой подшипниковой втулки.

Напряжение при изгибе проушин:

$$\sigma_{\text{и}} = \frac{M}{W_i}, \quad (7)$$

где M – изгибающий момент, Н·м;

W_i – момент сопротивления сечения проушин консоли и рамы качающейся, м³.

$$M = R \cdot L + m \cdot g \cdot \cos(\alpha) \cdot (L - l_1). \quad (8)$$

При расчете среза поворотной оси воспользуемся формулой:

$$\tau = \frac{R_{a(b)}}{\frac{\pi \cdot d^2}{4} \cdot i}, \quad (9)$$

где $i = 2$ – число плоскостей среза.

Результаты расчетов представлены в таблице 1.

Таблица 1 – Результаты расчетов по первой схеме нагружения

Определяемый параметр	Комбайн	
	Урал-10А	КПО-10,5
σ_{p1} , МПа	132,2	96,3
σ_{p2} , МПа	79,5	59
σ_{p3} , МПа	119,5	47,6
σ_{p4} , МПа	48,7	45,5
$\sigma_{см1}$, МПа	165	48
$\sigma_{см2}$, МПа	108,7	63,8
$\sigma_{см3}$, МПа	186,5	31,2
$\sigma_{см4}$, МПа	79	46,4
$\sigma_{\text{и консоли}}$, МПа	158	86,8
$\sigma_{\text{и рамы качающейся}}$, МПа	121,2	54,9
τ_a , МПа	39,5	23,2
τ_b , МПа	39	22,7

Проушины конвейера изготавливаются из стали 10ХСНД ГОСТ 19281-89. Для данной стали согласно [4] допускаемые напряжения смятия $[\sigma_{см}] = 210$ МПа, растяжения $[\sigma_p] = 140$ МПа, изгиба $[\sigma_{и}] = 160$ МПа, предел текучести $\sigma_{02} = 400$ МПа.

Оси изготавливаются из стали 40Х ГОСТ 4543-73, термообработка – улучшение 241...285 НВ, допускаемое напряжение среза $[\tau_{ср}] = 115$ МПа.

Рассмотрим второй расчетный случай поворота консоли в горизонтальной плоскости с упиранием в стену выработки. Расчетная схема представлена на рисунке 5.

Для нахождения реакции в поворотном шарнире составим уравнение равновесия относительно точки О.

$$\sum M_O = 0; \quad F_{\text{цилпов1}}(-\sin(\beta_1) \cdot l_4 + \cos(\beta_1) \cdot B / 2) - F_{\text{цилпов2}}(\cos(\beta_2) \cdot B / 2 + \sin(\beta_2) \cdot l_4) + R \cdot L = 0. \quad (10)$$

Реакция забоя примет вид:

$$R = \frac{-F_{\text{цил пов1}}(-\sin(\beta_1) \cdot l_4 + \cos(\beta_1) \cdot B/2) + F_{\text{цил пов2}}(\cos(\beta_2) \cdot B/2 + \sin(\beta_2) \cdot l_4)}{L}. \quad (11)$$

Реакция одного поворотного шарнира равна:

$$R_O = \sqrt{R_{ox}^2 + R_{oy}^2}; \quad (12)$$

$$R_{oy} = \frac{R + F_{\text{цил пов2}} \cdot \sin(\beta_2) - F_{\text{цил пов1}} \cdot \sin(\beta_1)}{i}; \quad (13)$$

$$R_{ox} = \frac{F_{\text{цил пов2}} \cdot \cos(\beta_2) - F_{\text{цил пов1}} \cdot \cos(\beta_1)}{i}, \quad (14)$$

где i – число проушин.

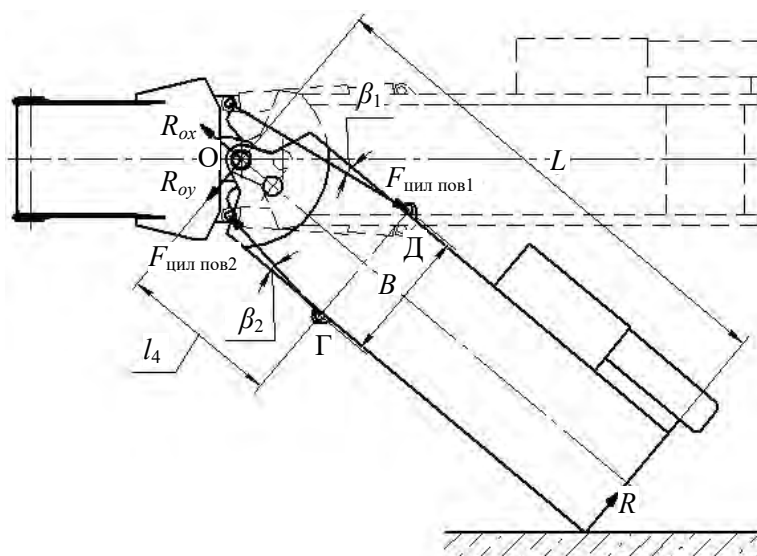


Рисунок 5 – Расчетная схема второго случая нагружения

Напряжения растяжения, смятия для проушин и среза для поворотной оси определяются по формулам (5) и (9). Результаты расчетов представлены в таблице 2.

Таблица 2 – Результаты расчетов по второй схеме нагружения

Определяемый параметр	Комбайн		Определяемый параметр	Комбайн	
	Урал-10А	КПО-10,5		Урал-10А	КПО-10,5
σ_{p1} , МПа	8	5,7	τ_a , МПа	2,3	1,6
σ_{p2} , МПа	4,8	4	τ_b , МПа	2,3	0,8
σ_{p3} , МПа	7,3	9,6	$\sigma_{p\Gamma}$, МПа	41,5	
σ_{p4} , МПа	3,1	3,1	$\sigma_{pД}$, МПа	55,3	
$\sigma_{см1}$, МПа	10	11,7	τ_{Γ} , МПа	24	
$\sigma_{см2}$, МПа	6,5	7,6	$\tau_{Д}$, МПа	32	
$\sigma_{см3}$, МПа	11,4	13,2	$\sigma_{см\Gamma}$, МПа	47	
$\sigma_{см4}$, МПа	4,8	5,5	$\sigma_{смД}$, МПа	63	

Рассмотрим третий случай нагружения: хвостовая часть конвейера максимально поднята вверх, повернута в сторону и уперта задней частью в выработку, комбайн движется назад, реализуя максимальное тяговое усилие.

Тяговое усилие комбайна

$$F_t = 2 \cdot M_r \cdot U \cdot r, \quad (15)$$

где U – передаточное число редуктора хода;

r – радиус приводной звезды, м;

M_r – крутящий момент одного гидромотора, Н·м:

$$M_r = \frac{p \cdot V \cdot \eta}{2 \cdot \pi}, \quad (16)$$

где p – давление в системе, МПа;

V – рабочий объем гидромотора, см³;

η – гидромеханический КПД гидромотора.

В данном случае действие реакции забоя, равной тяговому усилию комбайна, необходимо рассматривать в двух плоскостях: в вертикальной плоскости (рисунок 6), в горизонтальной плоскости (рисунок 7).

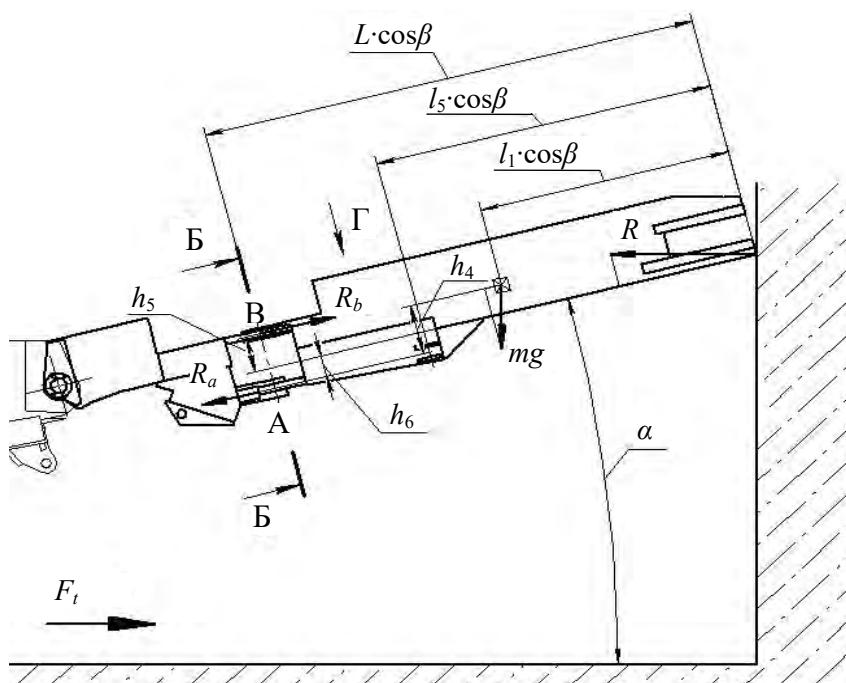


Рисунок 6 – Расчетная схема третьего случая нагружения. Вертикальная плоскость

Рассмотрим вертикальную плоскость (рисунок 6).

Из условия равновесия следует, что сумма моментов относительно точек А и В равна нулю.

Сумма моментов относительно точки А:

$$\begin{aligned} \sum M_A = 0; \\ -R_b \cdot (h_5 + h_6) + R \cdot \sin(\alpha) \cdot L \cdot \cos \beta + R \cdot \cos(\alpha) \cdot h_6 - m \cdot g \cdot \cos(\alpha) \cdot (L - l_1) \cdot \cos \beta + \\ + m \cdot g \cdot \sin(\alpha) \cdot h_4 = 0. \end{aligned} \quad (17)$$

Выразим из формулы (17) реакцию в точке В

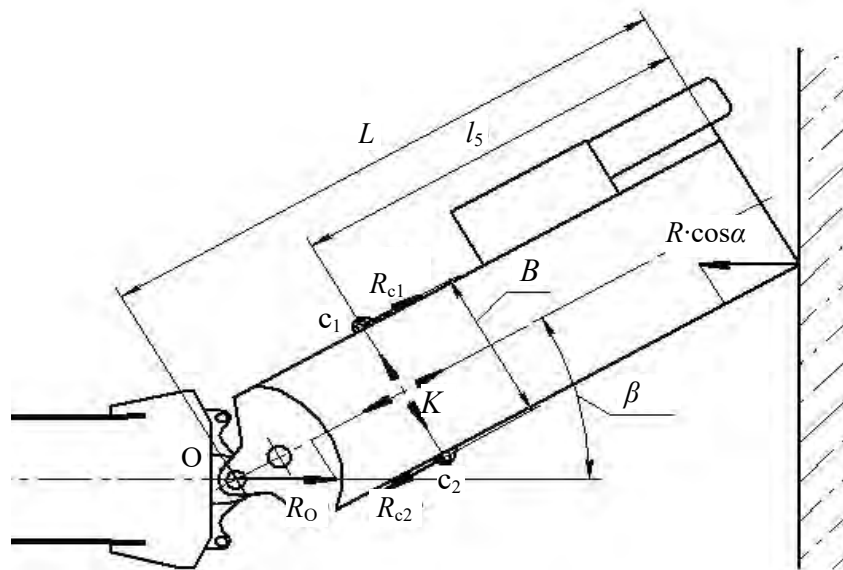
$$R_b = \frac{R \cdot \sin(\alpha) \cdot L \cdot \cos \beta + R \cdot \cos(\alpha) \cdot h_6 - m \cdot g \cdot \cos(\alpha) \cdot (L - l_1) \cdot \cos \beta + m \cdot g \cdot \sin(\alpha) \cdot h_4}{h_5 + h_6}. \quad (18)$$

Сумма моментов относительно точки В:

$$\begin{aligned} \sum M_B = 0; \\ -R_a \cdot (h_5 + h_6) + R \cdot \sin(\alpha) \cdot L \cdot \cos \beta - R \cdot \cos(\alpha) \cdot h_5 - m \cdot g \cdot \cos(\alpha) \cdot (L - l_1) \cdot \cos \beta - \\ - m \cdot g \cdot \sin(\alpha) \cdot (h_5 + h_6 - h_4) = 0. \end{aligned} \quad (19)$$

Выразим из формулы (19) реакцию в точке А

$$R_a = \frac{R \cdot \sin(\alpha) \cdot L \cdot \cos \beta - R \cdot \cos(\alpha) \cdot h_5 - m \cdot g \cdot \cos(\alpha) \cdot (L - l_1) \cdot \cos \beta - m \cdot g \cdot \sin(\alpha) \cdot (h_5 + h_6 - h_4)}{h_5 + h_6}. \quad (20)$$



**Рисунок 7 – Расчетная схема третьего случая нагружения.
Горизонтальная плоскость**

Воспользуемся методом расчленения [2] и разделим систему на две относительно точки К, заменив связи в точке К на реакции.

Рассмотрим левую часть системы.

Сумма моментов относительно точки К:

$$\begin{aligned} \sum M_K = 0; \\ R_O \cdot \sin(\beta) \cdot (L - l_5) - (R_{c1} + R_{c2}) \cdot \frac{B}{2} = 0. \end{aligned} \quad (21)$$

Рассмотрим правую часть системы.

Сумма моментов относительно точки К:

$$\sum M_K = 0;$$

$$R \cdot \cos \alpha \cdot \sin \beta \cdot l_5 - R \cdot \cos \alpha \cdot \cos(\beta) \cdot \frac{B}{2} - (R_{c1} + R_{c2}) \cdot \frac{B}{2} = 0. \quad (22)$$

Вычтем из уравнения (22) уравнение (21) и выразим значение реакции R_O :

$$R_O = \frac{R \cdot \cos \alpha \cdot \left(-\sin(\beta) \cdot l_5 + \cos(\beta) \cdot \frac{B}{2} \right)}{\sin(\beta) \cdot (L - l_5)}. \quad (23)$$

Реакция R_O воздействует на 2 проушины в комбайне Урал-10А и на 3 проушины в комбайне КПО-10,5.

Определим результирующую реакцию в проушинах хвостовой части.

$$R_{a'} = \sqrt{\left(\frac{R_O \cdot \cos \beta}{i} - R_a \right)^2 + \left(\frac{R_O \cdot \sin \beta}{i} \right)^2}, \quad (24)$$

$$R_{b'} = \sqrt{\left(\frac{R_O \cdot \cos \beta}{i} + R_b \right)^2 + \left(\frac{R_O \cdot \sin \beta}{i} \right)^2}. \quad (25)$$

График изменения реакций в шарнирах А и В представлен на рисунке 8.

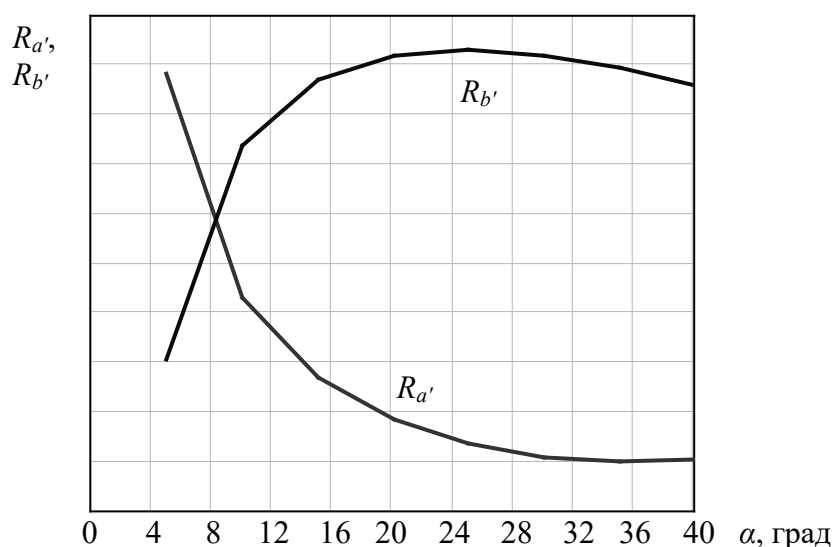


Рисунок 8 – График изменения реакций в шарнирах А и В

Сумма моментов относительно точки c_1 :

$$\sum M_{c1} = 0;$$

$$-R_{c2} \cdot B + R_O \cdot \cos(\beta) \cdot \frac{B}{2} + R_O \cdot \sin(\beta) \cdot (L - l_5) + R \cdot \cos(\alpha) \cdot (\sin(\beta) \cdot l_5 - \cos(\beta) \cdot B) = 0. \quad (26)$$

Реакция R_{c2} :

$$R_{c2} = \frac{R_0 \cdot \cos(\beta) \cdot \frac{B}{2} + R_0 \cdot \sin(\beta) \cdot (L - l_5) + R \cdot \cos(\alpha) \cdot (\sin(\beta) \cdot l_5 - \cos(\beta) \cdot B)}{B}. \quad (27)$$

Сумма моментов относительно точки c_2 :

$$\begin{aligned} \sum M_{c2} &= 0; \\ -R_{c1} \cdot B + R \cdot \sin(\beta) \cdot l_5 \cdot \cos \alpha - R_0 \cdot \cos(\beta) \cdot \frac{B}{2} + R_0 \cdot \sin(\beta) \cdot (L - l_5) &= 0. \end{aligned} \quad (28)$$

Реакция R_{c2} :

$$R_{c2} = \frac{R \cdot \sin(\beta) \cdot l_5 \cdot \cos \alpha - R_0 \cdot \cos(\beta) \cdot \frac{B}{2} + R_0 \cdot \sin(\beta) \cdot (L - l_5)}{B} = 0. \quad (29)$$

Напряжения растяжения, смятия для проушин и среза для поворотной оси определяются по формулам (5) и (9). Результаты расчетов представлены в таблице 3.

Таблица 3 – Результаты расчетов по третьей схеме нагружения

Определяемый параметр	Комбайн	
	Урал-10А	КПО-10,5
σ_{p1} , МПа	325,8	200,4
σ_{p2} , МПа	42,7	50,5
σ_{p3} , МПа	294,6	342,8
σ_{p4} , МПа	26,2	24,5
$\sigma_{см1}$, МПа	406,8	119
$\sigma_{см2}$, МПа	58,4	27,4
$\sigma_{см3}$, МПа	459,8	134,5
$\sigma_{см4}$, МПа	42,5	19,8
τ_a , МПа	21,3	19,9
τ_b , МПа	96,2	14,1
$\sigma_{иконсоли}$, МПа	340	186,5
$\sigma_{ирамы качающейся}$, МПа	260	118
σ_{pc1} , МПа	472,8	
σ_{pc2} , МПа	558,7	
τ_{c1} , МПа	273,3	
τ_{c2} , МПа	323	
$\sigma_{смc1}$, МПа	536,7	
$\sigma_{смc2}$, МПа	636,2	

Выводы

1. Нагрузки на шарниры поворотной рамы растут с увеличением угла подъема хвостовой части конвейера.
2. Нагрузка на верхний шарнир поворотной рамы растет с увеличением угла поворота хвостовой части конвейера, нагрузка на нижний шарнир уменьшается соответственно.
3. Подъем хвостовой части конвейера с упиранием в кровлю с реализацией полного толкающего усилия гидроцилиндра не приводит к возникновению напряжений, близких к предельным по условию деформации. Запас прочности поворотных шарниров комбайна КПО-10,5 выше в 1,5 раза, чем у аналогичных шарниров комбайна Урал-10А.
4. Поворот хвостовой части конвейера с упиранием в стену выработки с реализацией полного усилия гидроцилиндров не приводит к возникновению напряжений, близких к предельным по условию деформации. У обоих комбайнов имеется высокий запас прочности в данном случае нагружения.
5. При отгоне комбайна с реализацией максимального тягового усилия с поднятием и поворотом хвостовой части не рекомендуется упираться в целик выработки. Напряжения растяжения для поворотных шарниров, шарниров гидроцилиндров частично превышают предел текучести материала.

Список использованных источников

1. Инструкция по эксплуатации комбайна КПО-10,5. – Солигорск, 2013. – 56 с.
2. **Космодемьянский, А.А.** Курс теоретической механики / А.А. Космодемьянский. – 3-е изд. – М.: Просвещение, 1965. – 539 с.
3. **Иванов, М.Н.** Детали машин: учебник для вузов / М.Н. Иванов. – 3-е изд. – М.: Высш. школа, 1976. – 399 с.
4. **Анурьев, В.И.** Справочник конструктора машиностроителя: в 3 т. / В.И. Анурьев. – 8-е изд. – М.: Машиностроение, 2001. – Т. 1., под ред. И.Н. Жестковой. – 920 с.

Kuchik A.S., Mikhalenya V.D., Kamozin D.A., Shcherba Ye.V.

The analysis of stress condition of the conveyor movable sections of the roadheader at static loading

The article is devoted to the method of stress determination in the conveyor movable parts of the roadheader.

Поступила в редакцию 05.05.2014 г.

МАТЕРИАЛОВЕДЕНИЕ

УДК 678.05-044.952:678.046

**ВЛИЯНИЕ ПРИРОДЫ НАПОЛНИТЕЛЕЙ В ПОЛИМЕРНЫХ
КОМПОЗИЦИОННЫХ МАТЕРИАЛАХ НА ИЗНОС
ПЕРЕРАБАТЫВАЮЩЕГО ОБОРУДОВАНИЯ**

Тимошенко В.В.¹, Мельников С.Ф.¹, Шаповалов А.В.¹, Талецкий В.В.², Тимофеевко А.А.¹, Шаповалов В.М.¹

¹ГНУ «Институт механики металлополимерных систем им. В.А. Белого НАН Беларуси», г. Гомель, Беларусь

²УО «Белорусский государственный университет транспорта», г. Гомель, Беларусь

В работе проведен анализ известных методик исследования изнашивания оборудования. Разработана методика исследований влияния природы наполнителя на износ перерабатывающего оборудования при изготовлении изделий из наполненных термопластичных полимеров.

Введение

Для современного развития технологии пластических масс характерно использование оборудования большой мощности, интенсификация процесса переработки, а также изучение особенностей переработки композиционных полимерных материалов (КПМ). Если комплекс свойств, характеризующих перерабатываемость КПМ, не вызывает особых проблем по сравнению с переработкой ненаполненных материалов, то с точки зрения изнашивающей способности они резко отличаются от ненаполненных полимеров. С одной стороны, введение в состав полимеров различных функциональных добавок и наполнителей обеспечивает получение необходимого комплекса эксплуатационных свойств изделия, а также решает проблему экономии полимерного сырья, с другой – растут удельные нагрузки на рабочие органы оборудования, что вызывает их абразивное изнашивание. Это приводит к сокращению срока службы перерабатывающего оборудования [1, 2].

Как правило, износ оборудования оценивается на реальных устройствах, что существенным образом затрудняет изучение процесса изнашивания. Сложность исследования этого процесса в лабораторных условиях связана не только с его многогранностью, но, прежде всего, с отсутствием универсальных методик ускоренных испытаний на изнашивание при переработке. В то же время, применение модельных экспериментов позволяет производить оценку таких характеристик и рекомендовать конкретные мероприятия по их учету в процессе переработки. В результате их реализации, как показывает опыт, возможно существенное увеличение срока службы оборудования. Однако из-за особенностей контактирования рабочих органов между собой и с перерабатываемым композиционным материалом невозможно создать одну универсальную методику для изучения износа всех частей оборудования. В связи с этим наблюдается четко выраженное деление на методики для изучения изнашивания в зонах загрузки и дозирования.

Целью данной работы является проведение анализа известных методик исследования изнашивания оборудования и разработка на его основе усовершенствованной методологии оценки износа перерабатывающего оборудования при переработке наполненных термопластов минеральными и древесными наполнителями, в том числе, с использованием наночастиц.

Методы и объекты исследования

Влияние состава полимерной композиции на изнашивание металлического образца определяли как функцию изменения его веса от времени воздействия композита. Скорость вращения образца составляла 300 об/мин.

Моделирование процесса изнашивания деталей зоны загрузки осуществляли при испытаниях полимерных композиций при комнатной температуре, а деталей зоны дозирования – при температуре переработки соответствующей композиции.

В качестве наполнителей были исследованы: аэросил (ГОСТ 14922-77), шихта и мел (ГОСТ 17498-72), шлифпыль от ДСП, опилки, шлифпыль от фанеры, которые вводили в порошкообразный полиэтилен (ГОСТ 16338-85) в количестве 40 мас. %, а испытания проводили при комнатной температуре. Так как в настоящее время все большее значение приобретают наполнители с малым характеристическим размером, были проведены исследования влияния на износ образцов следующих высокодисперсных наполнителей: диспергированный диоксид кремния, полученный по [3]; диоксид кремния осажденный (осаждали соляной кислотой из жидкого стекла); отходы металлургического производства. Размер исследованных частиц менее 40 мкм.

Обсуждение результатов исследований

Проведен анализ известных методик исследования изнашивания оборудования.

В методике [4] приводятся результаты систематических исследований изнашивания в зоне загрузки промышленного экструдера. Согласно указанной методике один из датчиков давления заменялся образцом, который устанавливался в гильзе экструдера с зазором у поверхности червяка, равным 0,6 мм. Рабочая часть образца, выступающая в канал червяка, выполнена по форме ромба, большая диагональ которого ориентирована при установке параллельно гребню червяка. Длительность испытаний составляла 3 часа. При этом исследовали влияние режима переработки и природы полимера на износ образца.

По методике [5] сконструирован трибометр с рабочей парой иск-штифт, функцию штифта выполняет цилиндр, заполненный гранулятом исследуемого полимера. На диске сделаны две кольцевые рабочие дорожки, первая из которых используется для снятия триботехнических характеристик (коэффициента трения, момента трения), а вторая – снабжена вкладышами, подвергающимися изнашиванию.

При моделировании условий процесса изнашивания зоны дозирования предложена методика [6]. Согласно этой методике устройство состоит из цилиндра, в котором размещается поршень и сопло. Цилиндр снабжен обогревателем. Пресс-масса порционно подается в цилиндр, а затем поршнем продавливается через сопло диаметром 5 мм. Расплав пресс-массы из сопла попадает на поверхность контрольного образца, расположенного на расстоянии 0,4 мм от сопла, резко отклоняется и выходит наружу. Прохождение примерно одного килограмма массы вызывает устойчиво регистрируемый износ образца, определяемый взвешиванием.

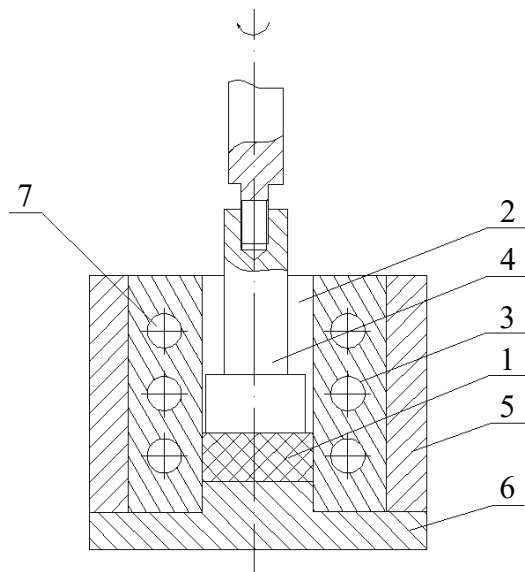
Аналогичным образом регистрируется изнашивание образцов при моделировании условий работы зоны дозирования червячного узла пластикации [7]. Здесь вместо

формирующей головки экструдера устанавливают жестко закрепленные в оправке плоские образцы, с установленным узким зазором, через который продавливается расплав полимерной композиции. Оценку износа образцов осуществляют гравиметрически после продавливания определенного количества полимера.

Как видно из приведенных примеров, все методы исследований изнашивающей способности полимеров являются относительными и сводятся, в конечном итоге, к трудоемкой операции контроля изменения веса металлических рабочих органов, контактирующих с КПМ, либо за контрольный промежуток времени, либо после воздействия определенного объема композита.

Учитывая вышеуказанные недостатки, разработана методика исследований влияния природы наполнителя на износ перерабатывающего оборудования при изготовлении изделий из наполненных термопластичных полимеров [8-10].

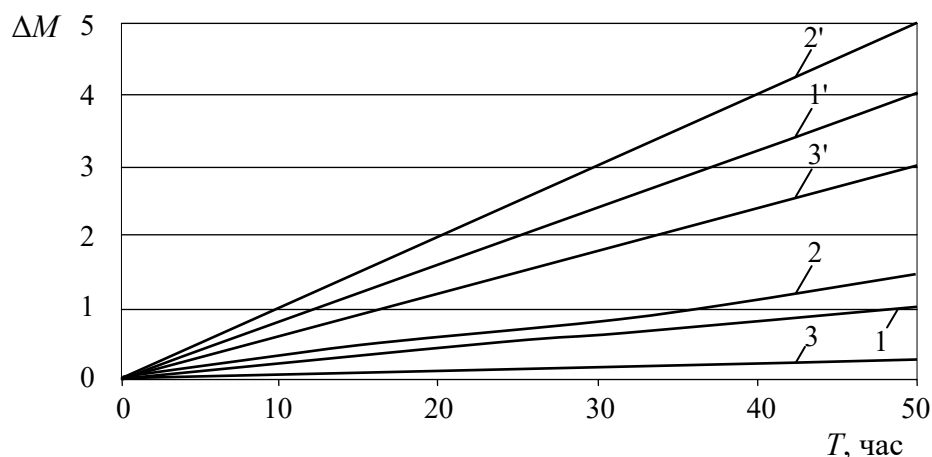
На рисунке 1 показана принципиальная схема устройства. Суть и последовательность ее работы заключается в следующем. Испытываемая полимерная композиция 1 загружается в канал 2 матрицы 3, закрываемой с торца заглушкой 6, и контактирует с металлическим съемным образцом 4, установленным на валу электродвигателя. Матрица 3 устанавливается неподвижно, а образец 4 вращается с постоянной скоростью. Нагреватель 5 и каналы для охлаждения 7, управляемые специальным блоком, обеспечивают поддержание температуры в канале матрицы в интервале $25-250 (\pm 5) ^\circ\text{C}$.



- 1 – испытываемая полимерная композиция; 2 – рабочий канал матрицы; 3 – матрица;
4 – металлический съемный образец; 5 – нагревательный элемент; 6 – заглушка;
7 – канал охлаждения матрицы

Рисунок 1 – Схема устройства для исследования влияния природы наполнителя в термопластичных полимерных материалах на износ перерабатывающего оборудования

Результаты испытаний приведены на рисунке 2. Как видно из рисунка, при испытаниях композиций при комнатной температуре наибольший износ образца за выбранный промежуток времени (50 ч) наблюдается для композиций с шихтой. При использовании аэросила активность износа композиции несколько ниже, для композиции ПЭ + мел износ образца имеет наименьшие значения в сравнении с вышеприведенными композициями.



1, 1' – полиэтилен + 40 % аэросила; 2, 2' – полиэтилен + 40 % шихты; 3, 3' – полиэтилен + 40 % мела; 1, 2, 3 – при температуре 25 °C; 1', 2', 3' – при температуре 150 °C

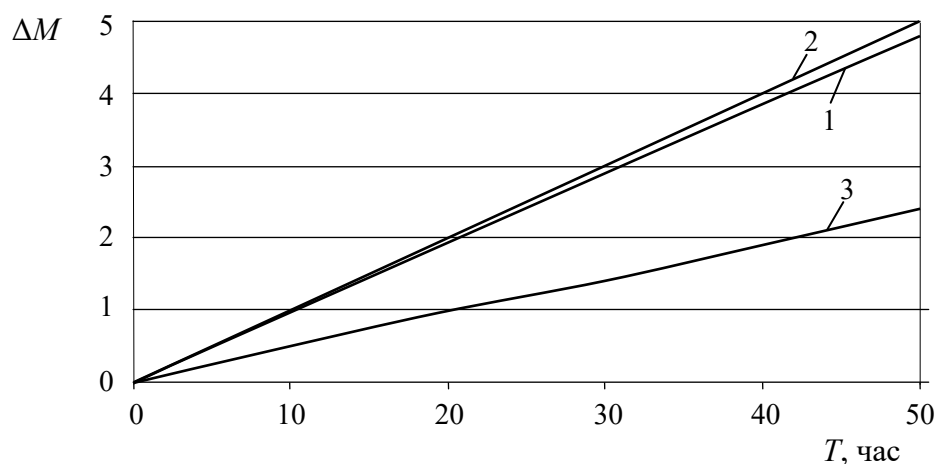
Рисунок 2 – Зависимости изнашивания (ΔM) металлического образца от времени (T) воздействия композиций

Исследования композиций при температуре переработки в пределах 20-150 °C свидетельствуют также о зависимости износа образца от времени воздействия на него композиции (кривые 1', 2' и 3' соответственно). При этом показано, что для всех композиций износ образца при температуре переработки 140-150 °C имеет более высокие (на 210 %) значения по отношению к образцам, испытанным в интервале температур 20-30 °C. Результаты исследования указывают на то, что кроме абразивно-механического воздействия наполнителя на образец дополнительно происходит химическая коррозия металла, вследствие протекания процессов термомеханической деструкции полимера.

Для подтверждения данного вывода были проведены испытания наполнителей аэросила и мела в среде глицерина. Это было сделано с целью исключения влияния продуктов термодеструкции полимера при сохранении вязкости испытываемой среды. Глицерин добавляли в наполнитель до консистенции смеси на уровне вязкости расплава. Испытания проводили при комнатной температуре. Установлено, что за 50 часов испытаний износ образца при воздействии композиции аэросил + глицерин составил 0,0066 грамм, а при воздействии композиции мел + глицерин – 0,0002 грамма, что в 30 раз ниже, чем износ образца при воздействии композиции аэросил + глицерин.

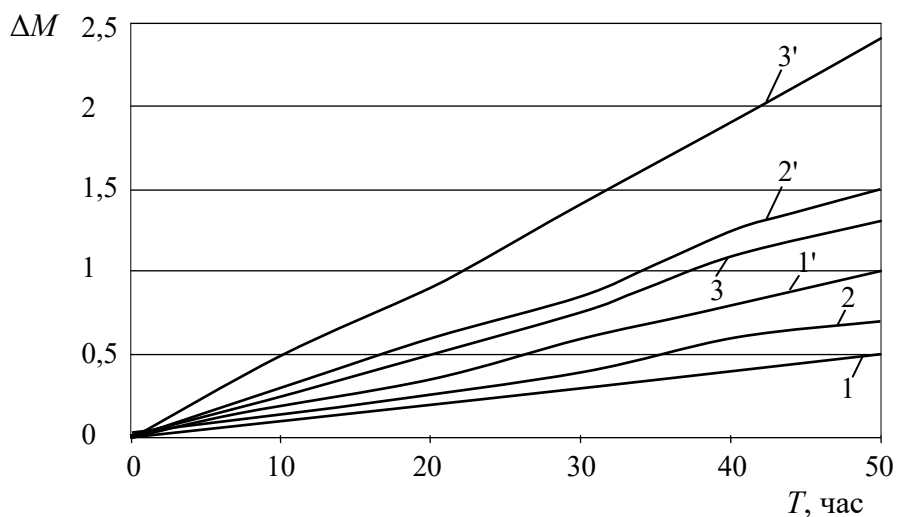
При исследовании древесных наполнителей (рисунок 3) показано, что наименьший износ наблюдается в случае использования шлифпыли от фанеры. Это обусловлено, по-видимому, волокнистой структурой образуемых при шлифовании частиц древесины, которая обеспечивает снижение их абразивного воздействия на металлическую поверхность.

При испытаниях композиций с высокодисперсными частицами при комнатной температуре наибольший износ образца (рисунок 4) за выбранный промежуток времени (50 ч) наблюдается для композиции ПЭ и 3 % отходов металлургического производства. В тоже время для композиции ПЭ + растворенный диоксид кремния износ образца оказался наименьшим. Это обусловлено тем, что после удаления растворителя частицы покрыты слоем его продуктов и, следовательно, обладают меньшей абразивностью.



1 – шлифпыль от ДСП; 2 – опилки; 3 – шлифпыль от фанеры

Рисунок 3 – Массовый износ металлического образца в зависимости от времени испытаний



1, 1' – полиэтилен + 3 % диоксида кремния растворенного; 2, 2' – полиэтилен + 3 % диоксида кремния осажденного; 3, 3' – полиэтилен + 3 % отходов металлургического производства;

1, 2, 3 – при температуре 25 °C; 1', 2', 3' – при температуре 150 °C

Рисунок 4 – Зависимость изнашивания (ΔM) металлического образца от времени (T) воздействия композиций

Выводы

Таким образом, анализ результатов исследований износа модельных образцов свидетельствует о том, что по величине абразивного воздействия на перерабатывающее оборудование минеральные наполнители располагаются в следующей последовательности: шихта, аэросил, мел, а для древесных наполнителей: опилки, шлифпыль от ДСП, шлифпыль от фанеры. Для высокодисперсных частиц: отходы металлургического производства, диоксид кремния осажденный, диоксид кремния растворенный. При этом интенсивность износа металлического контртела от воздействия КПМ с использованием растворенного диоксида кремния в 2,6 раза ниже, чем с отходами металлургии.

ческого производства. Результаты проведенных экспериментов позволяют сделать вывод, что как с позиций физико-механических свойств, так и абразивного воздействия на перерабатывающее оборудование наилучшим из числа исследованных минеральных наполнителей является химически осажденный мел; из числа древесных наполнителей – шлифпыль от фанеры и опилки; а для высокодисперсных частиц – растворенный диоксид кремния.

Список использованных источников

1. Функциональные наполнители для пластмасс / Под ред. М. Ксантаоса. – М.: Научные основы и технологии, 2010. – 246 с.
2. **Купчинов, Б.И.** Технология конструкционных материалов и изделий на основе измельченных отходов древесины / Б.И. Купчинов, Н.В. Немогай, С.Ф. Мельников; под ред. В.А. Белого. – Минск: Наука и техника, 1992. – 199 с.
3. **Тимошенко, В.В.** Влияние степени диспергирования аморфного диоксида кремния на физико-механические свойства композитов на основе отходов полиолефинов / В.В. Тимошенко, В.М. Шаповалов, И.И. Злотников // Материалы. Технологии. Инструменты. – 2009. – Т. 14, № 3. – С. 53-58.
4. **Ким, В.С.** Диспергирование и смешивание в процессах производства и переработки пластмасс / В.С. Ким, В.В. Скачков. – М.: Химия, 1988. – 214 с.
5. **Мэнсон, Д.** Полимерные смеси и композиты / Д. Мэнсон, Л. Сперлинг // М.: Химия, 1979. – 375 с.
6. **Стамбурский, Е.А.** Износ оборудования при переработке пластмасс / Е.А. Стамбурский, А.Н. Бейль, В.П. Карливан. – М.: Химия, 1985.
7. **Гроссман, Р.Ф.** Руководство по разработке композиций на основе ПВХ / Р.Ф. Гроссман. – М.: Научные основы и технологии, 2009. – 550 с.
8. **Пахаренко, В.А.** Наполненные термопласты: справочник / В.А. Пахаренко, В.Г. Зверлин, Е.М. Кириенко. – Киев: Техника, 1986. – 182 с.
9. Теплофизические характеристики, реологические характеристики и коэффициент трения наполненных термопластов: справочник / В.А. Пахаренко [и др.]. – Киев: Навукова думка, 1983. – 328 с.
10. Наполнители для полимерных композиционных материалов: справочное пособие / Под ред. Г.С. Каца, Д.В. Милевски. – М.: Химия, 1981. – 736 с.

Timoshenko V.V., Melnikov S.F., Shapovalov A.V., Taletsky V.V., Timofeenko A.A., Shapovalov V.M.

Influence of the nature of fillers in polymeric composite materials on the wear of the processing equipment

In the article the analysis of known techniques of research of wear of the equipment is carried out. The technique of researches of influence of the nature of a filler on the wear of the processing equipment is developed at production of products from the filled thermoplastic polymers.

Поступила в редакцию 11.03.2014 г.

УДК 621.74:669.13

ПОВЫШЕНИЕ ИЗНОСОСТОЙКОСТИ ХРОМИСТЫХ ЧУГУНОВ

Барановский К.Э., Урбанович Н.И., Проворова И.Б., Басалай И.А. (Белорусский национальный технический университет, г. Минск, Беларусь)

В статье рассмотрены вопросы повышения износостойкости хромистых чугунов за счет применения заэвтектических чугунов. Приведены микроструктуры чугунов с различным содержанием карбидов.

Введение

Износостойкие хромистые чугуны (ИЧХ) являются одним из наиболее распространенных износостойких материалов, который широко применяется в машиностроении, горно-перерабатывающей промышленности, строительной отрасли. Из этого материала изготавливаются облицовки шаровых и центробежных мельниц, улитки насосов для перекачки шламов и пульпы, рабочие органы и элементы защиты дробебетных аппаратов. ИЧХ содержат более 12 % хрома, а также легирующие элементы Ni, Mo, V, Mn, количество которых составляет суммарно 3-4 %. Хромистые чугуны обладают уникальным комплексом свойств: высокой стойкостью в условиях абразивного износа, технологичностью изготовления деталей (литьем), высокими механическими свойствами (прочность, твердость).

Основная часть

Ресурс работы деталей из износостойких хромистых чугунов определяется их структурой, твердостью и в значительной степени количеством, размером и морфологией специальных карбидов. Известно, что износостойкость этих сплавов увеличивается с повышением содержания углерода (количества карбидов) [1], но при этом снижается их ударная вязкость (склонность к разрушению под действием ударных нагрузок). Проблема сохранения удовлетворительной ударной вязкости хромистых чугунов в 80-е годы решалась путем использования сплавов с пониженным содержанием углерода 2,2-3 %. К таким сплавам относятся хромистые чугуны: ИЧХ28Н2, ИЧХ16М3, ИЧХ18.

Количество карбидов (К) в хромистых чугунах определяется по формуле [2]:

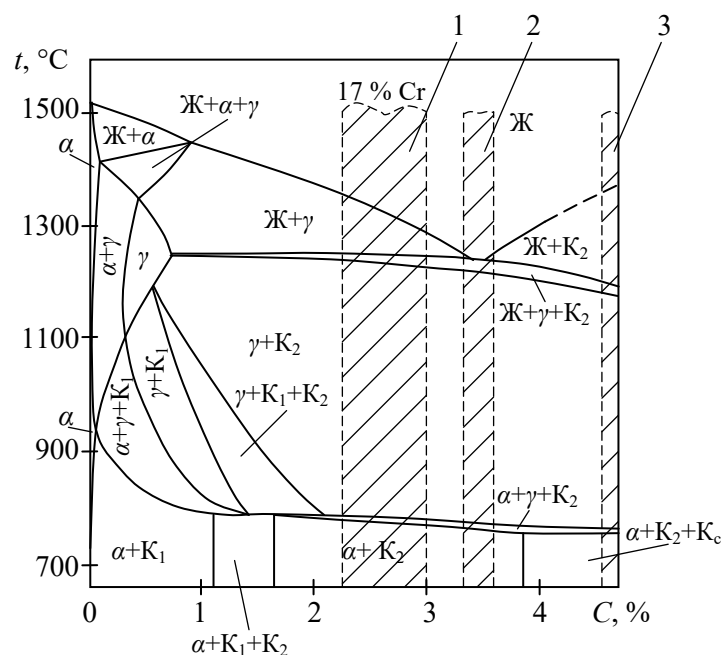
$$K=12,33 (C) + 0,55 (Cr) - 15,2 ,$$

где C – содержание углерода, мас. %;

Cr – содержание хрома, мас. %.

В структуре чугунов данных марок содержится 25-30 % карбидов. Такие чугуны относятся к доэвтектическим. На рисунке 1 показан политептермический разрез диаграммы Fe-C-Cr при 17 % Cr и выделены области доэвтектических, эвтектических и заэвтектических чугунов, отличающихся различным количеством углерода [3].

Современная промышленность требует использования новых материалов с повышенными эксплуатационными свойствами, обеспечивающими надежность и долговечность работы оборудования без замены деталей. Эта задача решается ведущими фирмами США, Европы и Китая за счет применения хромистых чугунов с повышенным содержанием углерода. В таблице приведен химический состав чугунов некоторых зарубежных производителей.



1 – область доэвтектических чугунов; 2 – область эвтектических чугунов;
3 – область заэвтектических чугунов

Рисунок 1 – Политермический разрез диаграммы Fe-C-Cr при 17 % Cr

Таблица – Химический состав износостойких чугунов

Страна	Содержание легирующих элементов, %						
	C	Cr	Ni	Mo	Mn	V	W
Чехия	3,5	17,4	0,5	1,25	0,55	0,1	0,45
Китай	3,45	26,0	3,5	2,1	0,65	0,4	–
Финляндия	3,4	22,0	0,36	–	0,5	0,05	–
Италия	3,4	26,0	0,3	0,2	0,6	0,2	0,63

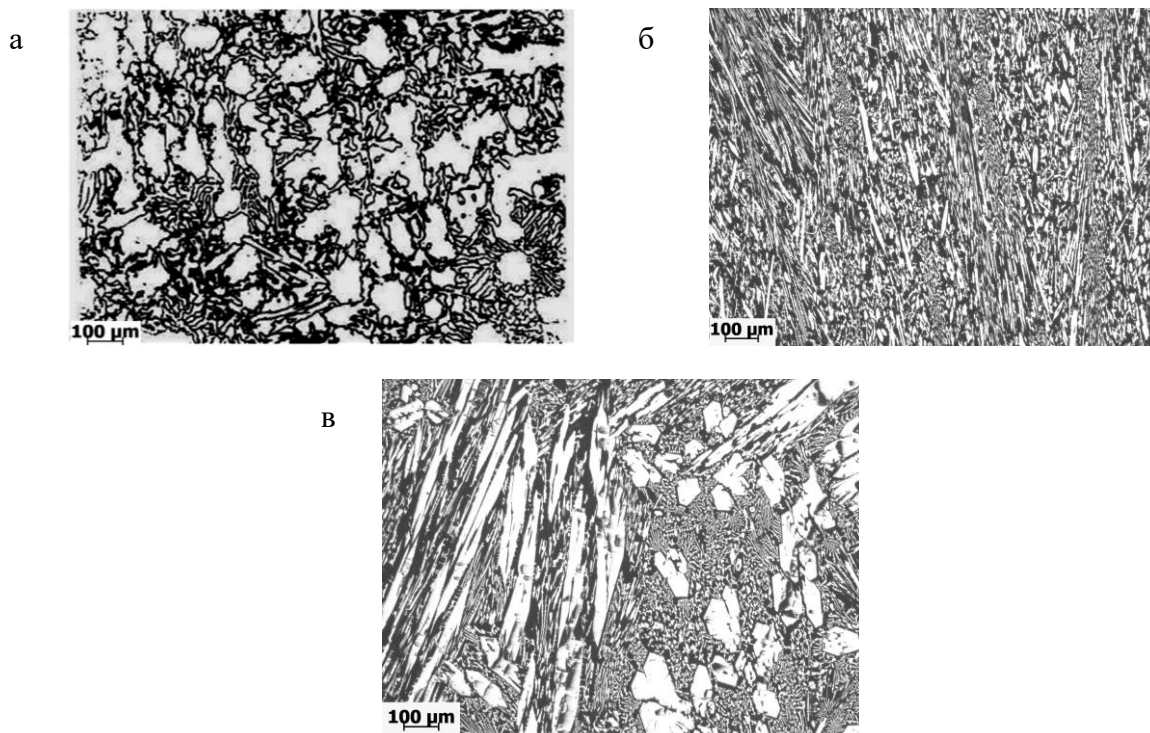
Как видно из таблицы указанные износостойкие хромистые чугуны содержат больше углерода и за счет этого имеют в 1,5-3 раза более высокую износостойкость, чем ИЧХ, используемые в СНГ. Зарубежные ИЧХ относятся к эвтектическим чугунам и содержат 35-40 % карбидов. Кроме повышенного содержания углерода, современные износостойкие чугуны с целью измельчения карбидов модифицируются и проходят термообработку, что также увеличивает износостойкость.

На рисунке 2 показаны структуры хромистого чугуна с 18 % Cr с различным содержанием углерода: доэвтектического, эвтектического и заэвтектического составов.

Доэвтектические чугуны в своей структуре кроме меньшего количества карбидов имеют значительные области первичного аустенита, не содержащие карбидов, что снижает износостойкость. Эвтектические чугуны содержат равномерно расположенные в матрице карбиды. В заэвтектических чугунах при 4,4-4,6 % C количество карбидов увеличивается до 50-52 %. Повышение содержания углерода выше эвтектического приводит к резкому снижению как ударной вязкости, так и износостойкости за счет выделения более крупных (в 5-10 раз) заэвтектических карбидов [1].

Современные марки ИЧХ исчерпали ресурс увеличения износостойкости, так как он ограничивается, в основном, содержанием в них карбидов. Использование заэвтектических чугунов, изготовленных по обычной технологии и содержащих 50-52 % специальных карбидов, приводит к резкому снижению износостойкости и механиче-

ских свойств, что связано с наличием в структуре первичных карбидов размером свыше 50 мкм. Для сравнения эвтектические карбиды при литье в земляные формы мелких и средних отливок из ИХЧ имеют размер 5-20 мкм.



а – доэвтектический чугун; б – эвтектический чугун; в – заэвтектический чугун

Рисунок 2 – Структуры износостойкого хромистого чугуна с 18 % хрома, $\times 100$

Значительно повысить ресурс работы деталей из ИХЧ можно за счет использования методов, позволяющих измельчить первичные карбиды в заэвтектических чугунах до размеров, сопоставимых с эвтектическими карбидами. Это позволит существенно увеличить ресурс работы деталей.

Для использования заэвтектических чугунов необходимо решить следующие задачи:

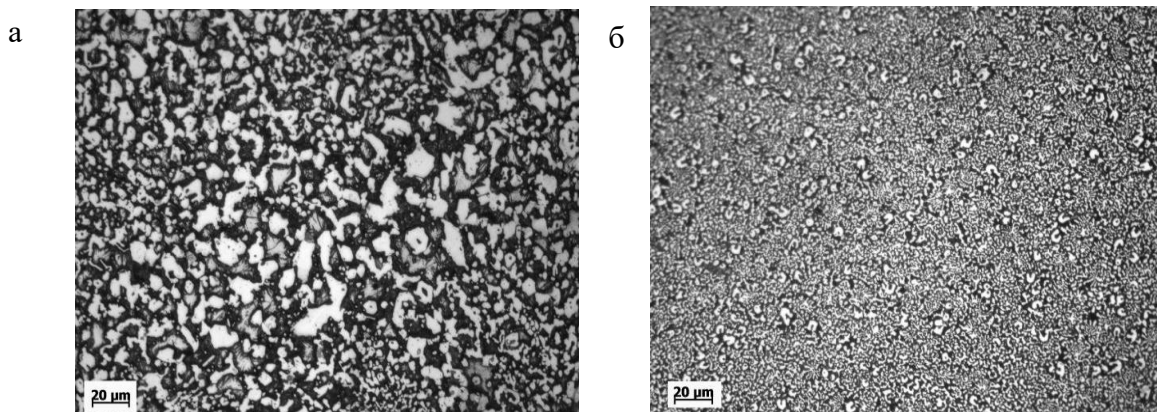
- применить комплекс легирующих элементов, позволяющих получить размер заэвтектических карбидов, сопоставимый с эвтектическими;
- изучить роль скорости затвердевания на размер карбидов;
- ликвидировать транскристаллизацию (направленный рост кристаллов) с целью повышения ударной вязкости за счет применения эффективных модификаторов.

Значительная часть деталей из ИХЧ работает в условиях небольших ударных нагрузок, именно для таких условий возможно использование заэвтектических чугунов.

В Белорусском национальном техническом университете проводятся работы по разработке составов заэвтектических хромистых чугунов и технологии их получения. На рисунке 3 показана структура износостойкого чугуна ИХХ28Н2 твердостью 55 HRC (наиболее распространенного в Республике Беларусь), содержащего 30-32 % карбидов, и структура разработанного заэвтектического чугуна с 50-52 % карбидов.

Как видно из рисунка, микроструктура разработанного заэвтектического чугуна характеризуется наличием большего количества мелких первичных и разветвленных эвтектических карбидов по сравнению с чугуном марки ИХХ28Н2.

Сплав может подвергаться термообработке для повышения твердости до 68 HRC и его можно рекомендовать для деталей, работающих в условиях абразивного износа.



а – износостойкий чугун ИЧХ28Н2, содержащий 30-32 % карбидов;
б – заэвтектический экспериментальный чугун, содержащий 50-52 % карбидов

Рисунок 3 – Структуры износостойких чугунов, $\times 500$

Из заэвтектического чугуна были изготовлены экспериментальные образцы отбойных плит центробежных мельниц для размола кварцевого песка. Испытания показали увеличение ресурса работы по сравнению с хромистыми доэвтектическими и эвтектическими чугунами.

Следует отметить, что в настоящий момент продолжаются исследования по усовершенствованию составов, структуры, свойств и технологии получения заэвтектических хромистых чугунов.

Заключение

Проведенные исследования показали возможность использования заэвтектических чугунов, содержащих 50-52 % карбидов, обеспечивающих повышение их износостойкости, по сравнению с хромистыми доэвтектическими и эвтектическими чугунами, для изготовления быстроизнашиваемых деталей, а также перспективность их применения для изделий, работающих в условиях абразивного износа.

Список использованных источников

1. **Цыпин, И.И.** Белые износостойкие чугуны / И.И. Цыпин. – М.: Металлургия, 1983. – 176 с.
2. Справочник по чугунному литью / Под ред. Н.Г. Гиршовича. – Л.: Машиностроение, 1978. – 758 с.
3. **Бернштейн, М.Л.** Металловедение и термическая обработка стали: справочник Т.1 / М.Л. Бернштейн, А.Г. Рахштадт. – М.: Metallurgizdat, 1961. – 747 с.

Baranovskiy K.E., Urbanovich N.I., Provorova I.B., Basalai I.A.

Improvement of wear resistance of chromic cast irons

Questions of improving the wear resistance of chromium cast irons by application of hypereutectic cast irons are considered in the article. Microstructures of cast irons with different amount of carbides are given.

Поступила в редакцию 03.03.2014 г.

УДК 621.893, 678.01, 678.07

ИЗНОС АРМИРОВАННЫХ КОМПОЗИТОВ

Екименко А.Н. (ЧНПУП «Институт инновационных исследований», г. Гомель, Беларусь), Неверов А.С., Колдаева С.Н. (УО «Белорусский государственный университет транспорта», г. Гомель, Беларусь)

В статье представлен обзор композиционных армированных материалов триботехнического назначения. Рассмотрены факторы, определяющие их износостойкость в различных условиях эксплуатации, эффективность применяемых способов и видов армирования. Представлен состав и свойства нового материала «Стеклоуглепласт», обладающего повышенной термо- и износостойкостью.

Введение

Долговечность деталей трения (подшипники, шестерни, втулки, вкладыши и т.п.) из композитов, или имеющих композиционное покрытие, определяется износостойкостью поверхности трения.

Износ как процесс повреждения поверхности в общем случае сочетает в себе несколько механизмов: адгезионный, абразивный и усталостный. Основным фактором, включающим эти механизмы, является циклически повторяющийся характер нагрузки при трении скольжения, в результате действия которой возникают и накапливаются микрповреждения поверхностей трения до момента окончательного выхода из строя наименее прочной из них.

В результате трения при определенных условиях на поверхности металлического контртела возможно образование тонкого слоя полимера, перенесенного с композиционной поверхности трения. При этом резко снижается коэффициент трения, поскольку контакт «металл - композит» фактически заменяется на «полимер - композит». На рисунке 1 представлена микрофотография поверхности металлического вала с образовавшейся на нем полимерной пленкой из полиэтилентерефталата.



Рисунок 1 – Микрофотография поверхности металлического вала с образовавшейся на нем полимерной пленкой из полиэтилентерефталата

Условиями образования стабильной полимерной пленки является хорошая адгезия полимера матрицы композита к металлу, а также сочетание ряда факторов, определяемых параметрами трения (скорость, давление) и свойствами материалов пары трения: шероховатость металлического контртела, активность трибо-химических и трибо-электрических реакций между поверхностью композита и металлом контртела.

С энергетической точки зрения прочность и устойчивость пленки переноса определяется уровнем свободной поверхностной энергии полимера композита (т.е. химическими свойствами материала): чем он выше, тем прочнее адгезионная связь.

Тепло, генерируемое в процессе трения, повышает температуру поверхности композита и, соответственно, кинетическую энергию атомов межмолекулярных связей, тем самым, увеличивает вероятность их разрыва под нагрузкой. При разрыве связей на поверхности композита возникают радикалы, активирующие химические реакции между полимером композита и металлом.

Первый слой полимера, образующийся на поверхности металлического контртела в результате переноса материала с поверхности композита, прочно соединяется с металлом и остается на нем практически до конца срока эксплуатации детали трения. Последующие слои переносимого с композита полимера легко срываются/отделяются от первого слоя и фактически превращаются в продукты износа.

Особенности износа армированных композитов

Следует отметить, что для композитов, армированных коротким волокном, при определенных условиях возможно формирование на поверхности металлического контртела пленки полимера, армированной волокнами, вырванными с поверхности композита. В этом случае пленка приобретает дополнительную прочность и термостойкость, что существенно повышает ее долговечность. Подобный эффект характерен для композитов на термопластичной матрице, отличающейся существенно меньшей адгезионной прочностью связи «волокно - полимер матрицы».

Однако, не всегда возможно образование сплошной пленки переноса на металле контртела. В процессе трения периодически происходит сцепление микронеровностей поверхностей трения. При этом, в местах сцепления материал композита подвергается значительным сдвиговым нагрузкам, и если сила сцепления выше его предела прочности на сдвиг, то, в зависимости от характеристик материала, происходит или локальная пластическая деформация или отрыв части материала от поверхности (адгезионный износ). Последнее приводит к накоплению в зоне скольжения осколков трения, вызывающих абразивный износ. Величина и скорость абразивного износа при отсутствии сплошной защитной пленки переноса во многом зависит от шероховатости стального контртела: чем она больше, тем выше износ поверхности композита. Кроме того, в отсутствие пленки полимера возможно изнашивание металлической поверхности контртела частицами разрушенных/вырванных волокон или твердых частиц в случае, если одна из сопрягаемых поверхностей трения является композитом, армированным такими компонентами. При этом абразивный износ контртела может быть значительным, например, при использовании достаточно абразивных стеклянных волокон или частиц кварца.

Усталостный износ вызывает появление и раскрытие микротрещин, причем в зависимости от структуры и свойств материала они могут зарождаться как непосредственно на поверхности трения, так и в приповерхностных областях. Причиной усталостного износа является циклическое длительное воздействие переменной температуры в сочетании с изменяющейся по направлению (и необязательно по величине) нагрузкой. Со временем трещины развиваются и прорастают, создавая предпосылки для вырывания материала под нагрузкой и, как и в случае с адгезионным износом, подобные вырывания становятся «третьим» телом, влекущим абразивный износ.

Для термопластичных матриц скорость развития и величина усталостного износа пропорциональна пластичности материала. Зарождение микротрещин происходит

как по местам разрыва связей макромолекул друг с другом, так и самих макромолекул. При этом происходит постепенное снижение молекулярной массы полимера и снижение кристалличности с соответствующей потерей механической прочности.

В композитах, армированных коротким волокном, потенциальным местом зарождения микротрещин являются непроклеенные связующим участки волокон.

Действующая на материал нагрузка в значительной степени определяется коэффициентом трения, причем, чем он выше, тем значительнее пластическая деформация вытяжения на шероховатостях (микровыступах) материала, выше вероятность его отслаивания и расщепления, образования микротрещин. Значение коэффициента трения определяется свойствами материалов поверхностей трения, качеством их обработки (равновесной шероховатостью) и зависимой от него площадью контакта поверхностей, величиной нагрузки, температурой, влажностью, скоростью скольжения.

Внешними факторами, влияющими на износ, являются уровень нагрузки, скорость, наличие и состав смазки. При наличии последней долговечность пары трения в значительной степени определяется стойкостью разделяющей пленки при различных режимах трения. Так в [1-3] было показано, что износ стального вала по углепластику на эпоксидном связующем или тефлону при смазке водой значительно ниже, по сравнению с износом аналогичного вала при использовании смазки маслом. Это объясняется более низкой вязкостью воды и, следовательно, ее способностью эффективно очищать поверхности трения от частиц износа. Вода также является хорошей отводящей средой для избыточного тепла, генерируемого при трении. В [2, 3] сообщается об улучшении трибологических свойств композитов на полиамидной, эпоксидной, полиэфировой матрицах в водной среде по сравнению с условиями сухого трения.

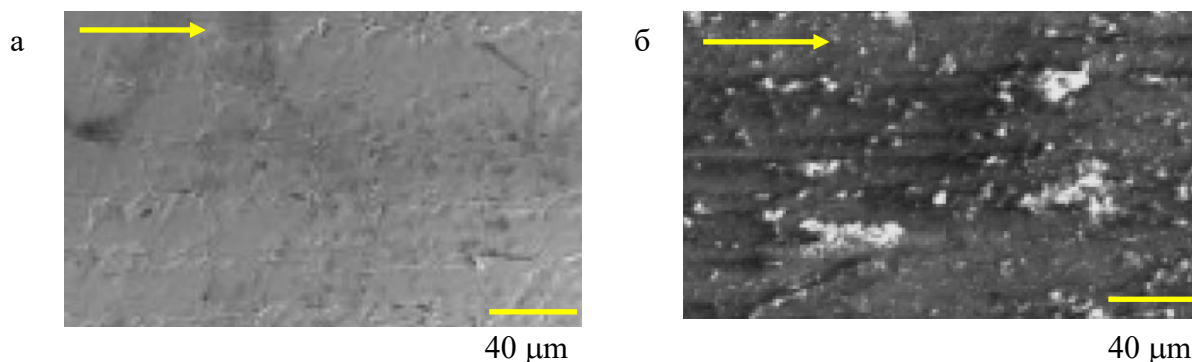
К внутренним факторам сопротивления износу можно отнести ориентацию армирующих волокон, величину адгезии композита к субстрату (или армирующих волокон к матрице – в случае цельных деталей из композитов), сдвиговую прочность материала поверхности трения.

В [4] были проведены исследования сопротивления износу многослойного композита (11 слоев) из стеклоткани, пропитанной полиэстеровым связующим, в паре трения с алюминиевым контртелом (сплав 2011) в воде. Алюминиевый материал контртела был выбран исходя из достаточного широкого применения деталей из алюминия как контртел вследствие его хороших трибологических свойств: высокой износостойкости и жесткости, низкого коэффициента термического расширения.

Испытывалось влияние нагрузки (изменялась от 0,3 до 3 Н) и толщины пленки воды на величину износа композита, время испытаний при каждой заданной величине нагрузки составляло 10 мин. Перед каждым тестом для обеспечения полного контакта поверхностей контртела и композит шлифовались наждачной SiC шкуркой (2000 grad).

Стандартное отклонение результатов составляло 0,05-0,1 для величины потери массы и 0,08-0,12 для толщины пленки воды.

Как показали эксперименты, толщина пленки воды уменьшалась при увеличении приложенной нагрузки (минимальное значение было ниже 0,1 мм при нагрузке 2 Н) и практически не зависело от времени. При минимальной толщине пленки начинался контакт поверхностей трения, что приводило к зарождению и развитию локальных мест износа вследствие повышенного сдвигового напряжения. На рисунке 2 представлены микрофотографии образцов композита после испытаний с различной нагрузкой. Как видно из рисунка 2б образец, испытывавшийся при повышенной нагрузке, имеет более грубую поверхность, на ней видны осколки вырванного материала и обнажившиеся нити стеклоткани.



а – нагрузка 1 Н; б – нагрузка 2 Н

Рисунок 2 – Микрофотографии поверхности стеклопластика после испытаний на трение при различной величине нагрузки (стрелкой показано направление движения)

Ряд экономических и эксплуатационных факторов обуславливают активное внедрение вкладышей упорных подшипников из армированных композитов вместо традиционных из цветных металлов и баббита, поскольку последние подвержены схватыванию при недостаточной толщине смазывающего слоя (например, в начале вращения или при остановке подшипника).

Требования к таким композиционным материалам включают низкий коэффициент трения, высокое сопротивление усталостному и абразивному износу, способность к поглощению частиц износа, повышенную термическую и коррозионную стойкость, стабильность размеров при нагрузке (высокое сопротивление ползучести), что в целом определяет долговечность поверхности трения.

Второй важной причиной замены традиционных материалов триботехнического назначения композитами является ожидаемое существенное снижение стоимости изделий. В этой связи, критична технологичность вкладышей и подшипников, поскольку вполне возможны ситуации, когда при использовании для их производства изначально более дешевых материалов вследствие сложности и трудоемкости предлагаемого процесса изготовления деталей трения конечная стоимость последних будет выше, чем у таковых из традиционных материалов. Наиболее отработанными и распространенными способами изготовления деталей трения из армированных композитов сейчас являются метод намотки армирующей нити на оправку с последующей пропиткой связующим или прессование в пресс-форме.

Третьим преимуществом деталей трения из армированных композитов является их способность к самосмазыванию, а точнее – формированию высокопрочных и износостойких поверхностей трения.

До сих пор в условиях граничной смазки (полусухого трения) достаточно эффективными показали себя композиционные литые вкладыши подшипников из сплава алюминия с цинком и незначительной добавкой частиц графита (1-6 % массы) [5], а также многослойные вкладыши со средним слоем из спеченной пористой бронзы и внешним слоем из полиэтилентерефталата, армированного пудрой Pb или Cu_2O [6] – такие подшипники длительно работали без заедания по стальному валу.

Фенольные армированные композиты являются одним из самых распространенных триботехнических материалов, по эксплуатационным свойствам они сравнимы со специальными подшипниковыми сплавами и бронзой, и не склонны к заеданию при отсутствии смазки.

Заметим, что при разработке структуры и состава композитов для поверхностей трения, работающих в условиях граничной смазки, необходимо обеспечить их высокую теплостойкость. Так как в отличие от металлов полимеры обладают недостаточной теплопроводностью, то при их использовании в условиях повышенных нагрузок существенное повышение температуры на поверхности композита может привести к короблению детали, повышенному износу поверхности трения (и даже ее обугливанию). В этой связи, использование армирующих волокон с повышенной термостойкостью и размерной стабильностью позволяет существенно (в разы) повысить изначально недостаточную теплопроводность отвержденного фенольного полимера, а также снизить его коэффициент теплового расширения.

В [7] представлены результаты сравнительной эффективности использования двух различных фенольных композитов для изготовления крупноразмерных судовых подшипников скольжения винта гребного вала. Оба типа образцов подшипников изготавливали методом намотки на оправку: фенольно-асбестового прекурсора (расположение волокон строго по окружности оправки) или углеродной сатиновой нити (перекрестная намотка) с последующей пропиткой фенольным связующим. Такая укладка армирующих волокон позволила обеспечить требуемую жесткость и размерную стабильность подшипника при минимальном сечении (4 мм).

В таблице 1 представлены свойства образцов в окружном направлении.

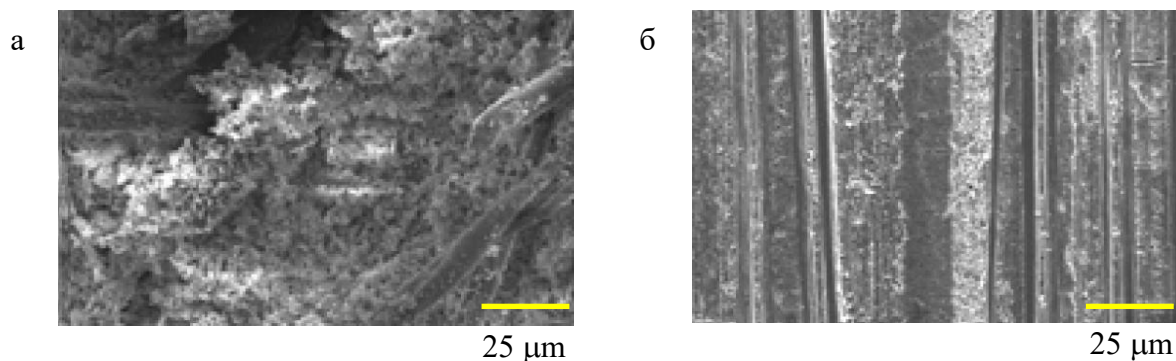
Таблица 1 – Свойства образцов композиционных судовых подшипников в окружном направлении

Наименование показателя	Армирование углеродным волокном	Армирование асбестовым волокном
предел прочности при сжатии, МПа	220	86,2
ТКЛР, $10^{-6}/^{\circ}\text{C}$	1,23	7,19
разбухание в воде при 21 $^{\circ}\text{C}$ за 24 ч, %	0,01	0,03
коэффициент трения по стали	0,16	0,27

Образцы подшипников испытывали на износостойкость в паре со стальным шлифованным контртелом (шероховатость 0,2 μm) с постоянным значением показателя $p\upsilon = 2$ МПа·м/с. Как показали испытания износ углеродно-фенольного композита при заданном значении $p\upsilon$ не изменялся при отдельном изменении нагрузки или скорости. В то же время, для асбесто-фенольного композита при заданном $p\upsilon$ наблюдалось существенное повышение износа при увеличении нагрузки, а скорость скольжения практически не влияла на величину износа. В целом, при одинаковых условиях испытаний (значении $p\upsilon$ и времени испытаний) износ углеродно-армированного композита был существенно ниже, чем у асбесто-фенольного, благодаря самосмазывающим свойствам и высокой теплопроводности углеродных волокон.

При контакте поверхностей скольжения (стали контртела и композита) более мягкая (в данном случае асбесто-фенольная) деформировалась, и в результате таких повторяющихся циклических деформаций в композите в наиболее слабых местах связи волокна с матрицей возникали микротрещины, которые при своем развитии приводили к вырыванию волокон асбеста (рисунок 3). Отслаиваемые от матрицы волокна скатывались в рулонообразные частицы износа, которые скапливаясь на поверхности трения еще более усиливали износ композита. В то же время, при таком же заданном значении $p\upsilon$ после испытаний поверхность углеродно-фенольного композита оставалась непо-

врежденной, что можно объяснить следующим. Более высокий коэффициент трения (почти в 1,7 раза) асбесто-фенольного композита обуславливал существенно более высокое напряжение сдвига в нем в процессе испытаний. В результате критическое значение данного параметра, превышающее соответствующий предел прочности материала, для асбесто-фенольного композита наступало при гораздо меньшем значении $p\nu$, по сравнению с углеродно-армированным композитом. Однако высокая стоимость предложенной конструкции углеродно-фенольного подшипника скольжения является его недостатком.



а – армирование асбестовым волокном; б – армирование углеродным волокном

Рисунок 3 – Поверхности фенольных армированных композитов после испытаний ($p = 1,6$ МПа, $\nu = 1,25$ м/с)

Изготовление композиционных деталей трения, армированных волокнами (как непрерывными, так и рублеными), имеет длительную и успешную историю. В тоже время результаты исследований по использованию полимеров или полимерных покрытий, армированных частицами твердых сплавов, графита (в том числе и наноразмерными), достаточно противоречивы. Характерным примером является полиамид 11, эффективно применяемый для изготовления деталей трения благодаря сочетанию ряда свойств: стойкости к химической коррозии; хорошей термостойкости (температура плавления $186\text{ }^{\circ}\text{C}$, при этом деградация полимера наступает только после $360\text{ }^{\circ}\text{C}$); высокой эластичности и износостойкости (обусловленными полукристаллической структурой).

При армировании дисперсным волокном или металлической пудрой на поверхности композита в процессе трения концентрация армирующих компонентов постепенно увеличивается по сравнению с исходной. В некоторых случаях, например при армировании металлической пудрой, концентрация увеличивается настолько, что фактически скольжение происходит по поверхностям «полимерная пленка переноса на металле контртела - металлический порошок поверхности композита».

Поскольку в дисперсно-армированных композитах фактический контакт контртела с поверхностью композита носит дискретный характер (по отдельным частицам или волокнам), то в локальных местах контакта из-за трения температура повышается существенно выше по отношению к средней на поверхности трения. В результате, в случае использования термопластичных матриц возможно частичное расплавление полимера матрицы в верхнем слое изделия, при этом снижается температура верхнего слоя, а микрообъемы расплавленного полимера начинают выполнять роль смазки, что снижает коэффициент трения и локальный перегрев.

В то же время, в приповерхностных слоях композита из-за внутреннего трения полимер также нагревается, но, в отличие от поверхностного слоя, в объеме этих слоев нет источников локального перегрева с температурой выше температуры плавления полимера, и поэтому материал не плавится, а постепенно нагревается таким образом, что его температура в приповерхностных слоях становится выше, чем на поверхности. Например, как сообщалось в [8, 9], для композита с матрицей из полиэтилентерефталата температура на глубине 1 мм от поверхности трения может быть в 12 раз выше, чем на поверхности. Указанный эффект необходимо учитывать при разработке структуры и конструкции детали трения из термопластичного композита, в частности, путем дополнительного армирования компонентами с повышенной теплопроводностью, чтобы обеспечить эффективный отвод тепла из перегретого слоя композита. В противном случае, из-за развития ползучести термопластичного полимера под нагрузкой возможно нарушение формоустойчивости детали с резким снижением ее нагрузочной способности.

При использовании непрерывного армирования волокном (например, методом намотки) имеет значение ориентация армирующих нитей по отношению к направлению скольжения. В [10] было показано, что в случае ориентации волокон параллельно (или с небольшим отклонением) направлению скольжения реализуется наиболее эффективное перераспределение на них напряжения, возникающего в зоне трения, и, таким образом, снижается вероятность повреждения полимера матрицы.

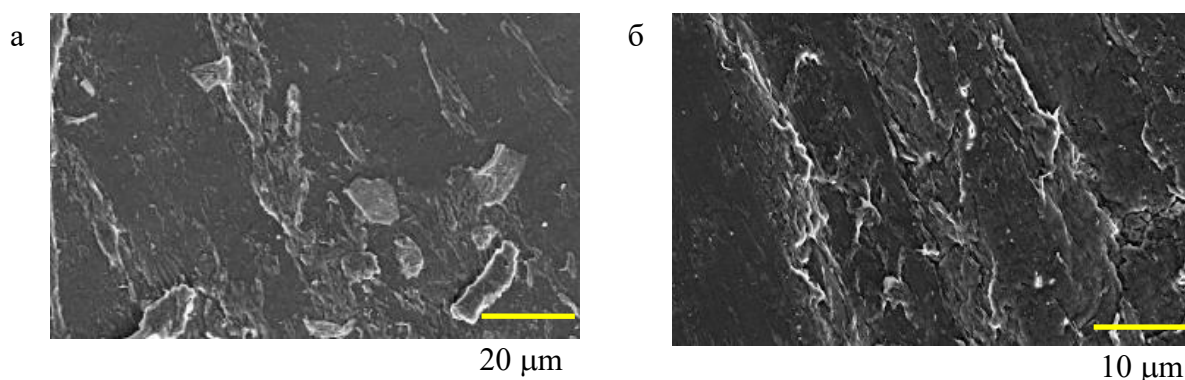
В [11, 12] было выдвинуто предположение о возможности снижении износа покрытий из полиамида 11 при армировании их твердыми частицами кварца или алюминия. Триботехнические испытания HVOF (сверхзвуковое газопламенное напыление) напыляемых на сталь покрытий из полиамида 11 с добавкой 11 мас. % кварца показали существенное снижение износа композиционных покрытий при трении скольжения по сравнению с покрытием из чистого полиамида. Однако аналогичные исследования [13] опровергли факт снижения износа таких покрытий. Была показана неверная интерпретация результатов [11, 12]: снижение износа, на самом деле, происходило вследствие разной кристалличности отвержденного полиамида при различных режимах напыления.

Подтверждением факта влияния степени кристалличности термопластичной матрицы на сопротивление износу при скольжении могут служить результаты [14] испытаний образцов с матрицей из полимера РЕЕК, армированных рубленым углеродным или стеклянным волокном (содержание волокон до 20 мас. %). Было показано, что предварительный отжиг образцов при 320 °С в течение 1,5 ч с последующей выдержкой в течение 50 ч при 260 °С приводил к росту кристалличности с 23 до 30 % и сопутствующему снижению износа при трении скольжения по стали (на 14-20 % в зависимости от величины фактора $p\nu$). Подобный результат можно объяснить тем, что с повышением кристалличности растет твердость материала, причем, что очень важно, без заметного снижения степени удлинения при разрыве и сохранением прочностных свойств.

В [13] испытывались образцы с различной фракцией твердых частиц: только наночастицы SiO_2 размером 7 нм (10 мас. %), смесь наночастиц (8 мас. %) размером 7, 12, 20, 40 нм с микрочастицами размером 10 мкм (2 мас. %), а также покрытия без армирования твердыми частицами. Эксперименты показали снижение установившегося коэффициента трения (после 3000 циклов) для покрытий с армированием частицами с 0,37 до 0,24-0,26 (при нагрузке 3 Н) по сравнению с чистым полиамидом 11, что хорошо коррелирует с результатами [11, 12].

В то же время, износ покрытия из чистого полиамида был меньше, чем у армированного частицами кварца. Среди армированных покрытий наибольший износ был при армировании наночастицами одинакового размера (7 нм): глубина следа износа после испытаний при нагрузке 20 Н для такого покрытия была больше 200 мкм (превысила максимальный предел измерений используемого контактного профилометра) в сравнении с 167 мкм покрытия, армированного смесью разноразмерных нано и микрочастиц.

В покрытии из чистого полиамида 11 был зафиксирован только адгезионный износ, проявлявшийся в намазывании части покрытия на контртело (рисунок 4а). В армированных покрытиях, вследствие повышенного сопротивления сдвигу и твердости композита, намазывание полимера на контртело было слабо выражено, но присутствовал усталостный и абразивный износ.



а – адгезионный износ неармированного покрытия;

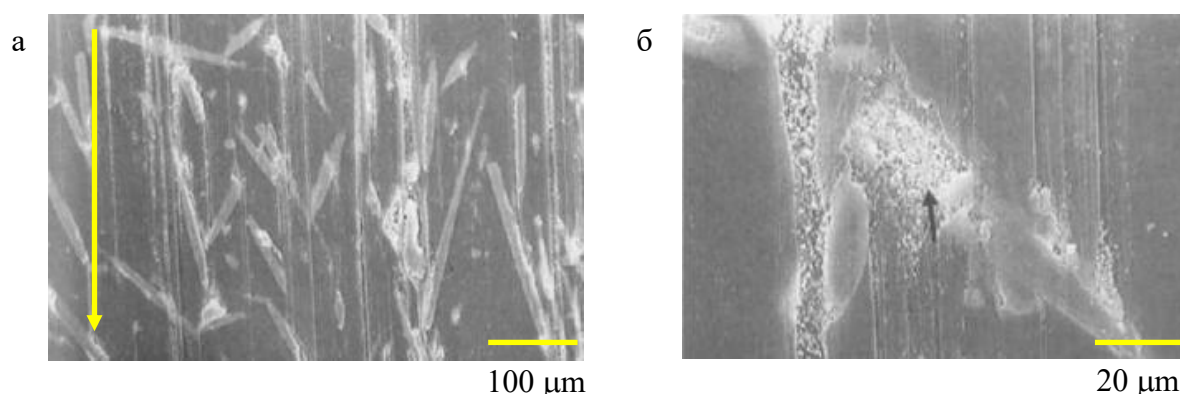
б – усталостный износ покрытия, армированного наночастицами кварца

Рисунок 4 – Микрофотографии полиамидного покрытия после испытаний на трение скольжения в паре со стальным контртелом ($p = 20$ Н, $v = 0,47$ м/с)

Причиной абразивного износа покрытия являются вырывающиеся в процессе трения из него частицы кварца, которые становятся в данном случае «третьим телом». Находясь в зоне контакта, такие вырванные частицы существенно повреждают поверхность покрытия («вспахивают» его). Усталостный износ проявляется в виде микротрещин, зарождающихся по связям интерфейса полимера с частицами кварца, и в дальнейшем прорастающих по всей поверхности (рисунок 4б).

Как уже было сказано выше, технология изготовления во многом определяет как свойства, так и стоимость детали трения из армированного композита. Принципиальным моментом является вид армирования: непрерывным или коротким/рубленным волокном. В случае использования непрерывного волокна наиболее распространенной технологией является намотка армирующей нити/ровинга на оправку с одновременной пропиткой связующим (послойное формирование детали трения). Заметим, что автоматические линии, гарантирующие заданную ориентацию и натяжение наматываемой нити с минимальным отклонением, достаточно дорогостоящие, что обуславливает повышенную стоимость готовых изделий. Кроме того, подобный способ предусматривает высокие требования к качеству армирующей нити/ровинга, т.е. невозможно использование отходов волокон. В качестве альтернативы возможно использование метода компрессионного прессования в пресс-форме, позволяющего изготавливать детали трения из композитов, армированных коротким волокном (в том числе и в виде измельченных отходов волокон).

При армировании волокнами следует учитывать возможность их частичного измельчения в условиях трения в присутствии крупноразмерных абразивных частиц третьего тела (например, при попадании в рабочий орган крупнозернистого песка, измельченных горных пород и т.п.). При этом характер повреждения волокон при прочих равных условиях (фактор $p\nu$, зернистость абразивных включений) определяется, главным образом, их ориентацией: в направлении, перпендикулярном скольжению, волокна разрушаются на более мелкие осколки (например, короткое стекловолокно разрушается на осколки величиной до $1\text{ }\mu\text{m}$ [14]). На рисунке 5 представлены микрофотографии образцов из полимера РЕЕК, армированного стекловолокном, после испытаний по абразивной шкурке. На рисунке 5а видны следы борозд на поверхности трения от абразивного износа, а на рисунке 5б частично размолотое стекловолокно [14].



а – поверхность трения со следами борозд от абразивного износа (стрелкой показано направление скольжения); б – частично измельченное стекловолокно

Рисунок 5 – Микрофотографии образцов из полимера РЕЕК, армированного коротким стекловолокном, после испытаний на трение по абразивной (Al_2O_3) шкурке ($p = 0,2\text{ МПа}$, $\nu = 3\text{ м/с}$)

Новый материал «Стеклоуглепласт» триботехнического назначения

В рамках выполнения научно-исследовательских работ по разработке композиционных материалов триботехнического назначения для узлов трения в Институте инновационных исследований был создан материал стеклоуглепласт [15] для производства стопорных колец предохранительных муфт приводов сельхозтехники.

В нормальных условиях работы предохранительная муфта через фрикционный диск передает вращение привода на рабочий орган. При попадании в последний посторонних предметов (камни, проволока и т.п.) он заклинивается с резким возрастанием величины крутящего момента на фрикционных дисках. В результате пружина, прижимающая диски друг к другу, сжимается, и рабочий орган отключается от привода (диски разъединяются). В момент заклинивания рабочего органа резкое сжатие пружины вызывает резкий и сильный удар стопорного кольца о корпус муфты. Кроме того, в течение всего времени эксплуатации внутренняя поверхность кольца подвергается трению скольжения по стальному валу привода без смазки (что обуславливает высокую температуру поверхностей трения с высокой вероятностью перегрева) в условиях высокой запыленности (т.е., абразивного износа) и переменной влажности. Таким образом, к материалу колец предъявляется комплекс требований: повышенная ударная вяз-

кость, термостойкость, стойкость к абразивному износу, формоустойчивость при изменении влажности.

С учетом описанных требований в новом материале было использовано комбинированное армирование коротким стекло- и углеродным графитизированным волокном на основе вискозной нити, последнее по сравнению с ПАН углеродным волокном обладает повышенной эластичностью. Стекловолокно существенно повышает термостойкость, прочность и формоустойчивость изделия, а графитизированное волокно обеспечивает эффективный теплоотвод по сечению кольца и существенно снижает коэффициент трения материала, благодаря наличию эффекта самосмазывания при отслоении микропластин графита при трении.

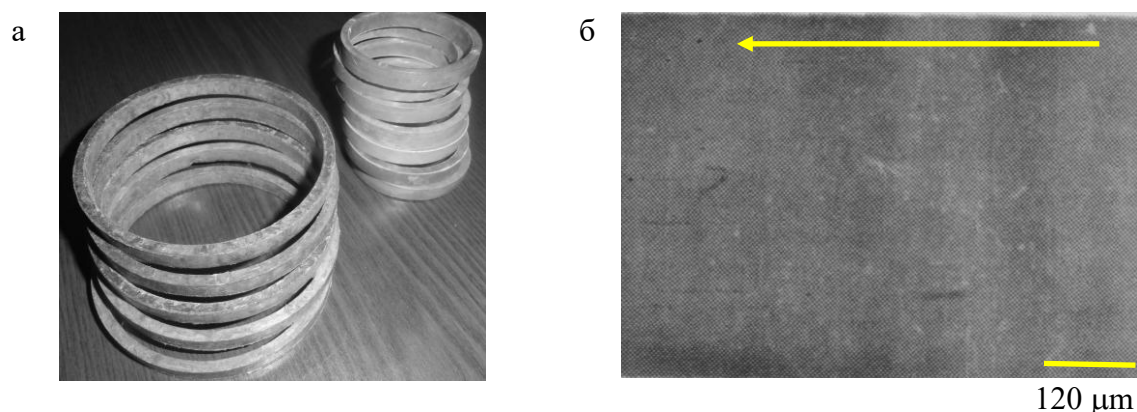
Состав стеклоуглепласта, мас. %: бесщелочного стекловолокна – 51,2-65,3; фенолформальдегидной смолы Р-2 – 26-30 (по сухому остатку); углеродного графитизированного волокна – 5-10; поливинилбутираля – 0,3-0,7; анилина – 0,4-0,5; стеарата цинка – 0,4-0,9; йодистого кадмия – 0,1-0,2. В таблице 2 представлены свойства материала.

Таблица 2 – Свойства композиционного материала стеклоуглепласт

Наименование показателя	Значение
плотность, кг/м ³	1800-1810
предел прочности, МПа: при сжатии при растяжении при статическом изгибе	190-210 85-105 130-140
ударная вязкость, кДж/м ²	36-40
теплостойкость по Мартенсу, °С	260-300
текучесть по Рашигу, мм	19-26
коэффициент трения	0,1-0,13

При выборе технологии изготовления колец мы ориентировались на достижение приемлимой стоимости, поэтому была рассмотрена возможность использования прессования в пресс-форме и армирования коротким (более доступным по цене) волокном. Отличительной особенностью компрессионного прессования в пресс-форме является ориентация волокнистого наполнителя в плоскости, параллельной направлению прессования. В нашем случае это было достоинством, обеспечивающим повышенную износостойкость поверхности колец.

Образцы стопорных колец из стеклоуглепласта были испытаны в лабораторных, стендовых и полевых условиях, и показали высокую работоспособность: стойкость к растрескиванию и выкрашиванию, абразивному износу поверхности. Данные кольца трех типоразмеров были внедрены в серийных конструкциях предохранительных муфт зерно- и кормоуборочных комбайнов производства РУП «Гомсельмаш». На рисунке 6 представлены фотографии колец и микрофотография поверхности трения скольжения, сопрягаемой со стальным валом привода после 2100 часов эксплуатации. Как видно из рисунка 6б, на поверхности кольца нет микротрещин, следов от вырванных волокон, глубоких борозд абразивного износа, что подтверждает высокое качество изделия.



а – общий вид колец; б – микрофотография поверхности трения скольжения кольца после 2100 часов эксплуатации в полевых условиях (стрелкой показано направление скольжения)

Рисунок 6 – Образцы стопорных колец из стеклоуглепласта предохранительных муфт приводов сельхозтехники

Выводы

При разработке композитов для изготовления деталей трения скольжения, предназначенных для работы в условиях повышенного абразивного износа, ударных нагрузок и повышенных температур, наряду с традиционными изделиями, изготавливаемыми методами намотки на оправку армирующего волокна или препрега с последующим отверждением в термопечи, достаточно эффективными являются материалы, комбинированно армированные коротким волокном и перерабатываемые методом компрессионного прессования в пресс-форме. Отличительной чертой изделий из них является конкурентная стоимость при высоких показателях эксплуатационных свойств.

Список использованных источников

1. **Borruto, A.** Influence of surface wettability on friction and wear tests / A. Borruto, G. Crivellone, F. Marani // *Wear*. – 1998. – № 222 (1). – P. 57-65.
2. **Wu, J.** The tribological properties of Kevlar pulp reinforced epoxy composites under dry sliding and water lubricated condition / J. Wu, X.H. Cheng // *Wear*. – 2006. – № 261 (11-12). – P. 1293-1297.
3. **Yousif, B.F.** Wear and friction characteristics of CGRP composite under wet contact condition using two different test techniques / B.F. Yousif, N.S.M. El-Tayeb // *Wear*. – 2008. – № 265 (5-6). – P. 856-864.
4. Design of film thickness instrument for fibre polymer composites tribological experiments / B.F. Yousif [and oth.] // *Journal of Engineering Science and Technology*. – 2014. – Vol. 9, № 2. – P. 154-166.
5. **Sharma, S.C.** Graphite particles reinforced ZA-27 alloy composite materials for journal bearing applications / S.C. Sharma // *Wear*. – 1998. – Vol. 219. – P. 162-168.
6. **Zhang, Z.Z.** Tribological properties of metal-plastic multilayer composites under oil lubricated conditions / Z.Z. Zhang // *Wear*. – 1997. – Vol. 210. – P. 195-203.
7. **Kim, S.S.** Axiomatic design of the hybrid composite journal bearing / S.S. Kim, D.C. Park, D.G. Lee // *Proceedings of ICAD 2004: The Third International Conference on Axiomatic Design*, Seoul, 21-24 June, 2004 г. – Seoul, 2004. – 6 p.

8. **Wieleba, W.** The role of internal friction in the process of energy dissipation during PTFE composite sliding against steel / W. Wieleba // *Wear*. – 2005. – Vol. 258. – P. 870-876.
9. **Wieleba, W.** The Mechanism of Tribological Wear of Thermoplastic Materials / W. Wieleba // *ARCHIVES OF CIVIL AND MECHANICAL ENGINEERING (ACME)*. – Wrocław University of Technology, 2007. – Vol VII, Iss. 4. – P. 185-199.
10. **Tanaka, K.** Effect of various fillers on the friction and wear of polytetrafluoroethylene-based composites / K. Tanaka, S. Kawakami // *Wear*. – 1982. – Vol. 79. – P. 221-234.
11. **Gupta, V.** Thermal Spraying of Polymer-Ceramic Composite Coatings with Multiple Size Scales of Reinforcement / V. Gupta // M.S. Thesis. – Philadelphia: Drexel University, 2006. – Drexel E-Repository and Archive (iDEA): <http://idea.library.drexel.edu/bitstream/1860/2751/1/2006175430.pdf>.
12. **Petrovicova, E.** Thermal spraying of polymers / E. Petrovicova, L. Schadler // *International Materials Reviews*. – 2002. – Vol. 47, Iss. 4. – P. 169-190.
13. Sliding Wear Properties of HVOF Thermally Sprayed Nylon-11 and Nylon-11 / Ceramic Composites on Steel / L. Jackson [and oth.]. – Philadelphia: Drexel University, 2007. – Drexel E-Repository and Archive (iDEA): <http://idea.library.drexel.edu/bitstream/1860/2751/1/2006175430.pdf>.
14. **Voss, H.** On the wear composites behavior of short-fibre-reinforced PEEK / H. Voss, K. Friedrich // *Wear*. – 1987. – Vol. 116. – P. 1-18.
15. Пресс-композиция для изготовления сложнагруженных деталей машин: пат. 9630 Респ. Беларусь, МПК С 08 К 13/00, С 08 L 61/00 / А.Н. Екименко, С.Н. Колдаева, О.Ю. Колдаев; заявитель ЧНПУП «Институт инновационных исследований». – № а 20040992; заявл. 27.10.2004; опубл. 30.08.2007 // Афіційны бюл. / Нац. цэнтр інтэлектуал. уласнасці. – 2007. – № 4 (57). – С. 106.

Ekimenko A.N., Neverov A.S., Koldaeva S.N.

Wear of reinforced composites

The paper states a brief review of composite reinforced materials for tribo-engineering purposes. The authors consider the factors determining their wear resistance in different operational conditions, efficiency of the methods used and the types of reinforcing. The composition and properties of a new material «Steklougileplast» possessing raised thermo-and wear resistance are presented.

Поступила в редакцию 09.04.2014 г.

УДК 691.175.6

РЕОЛОГИЧЕСКИЕ И ТРИБОЛОГИЧЕСКИЕ СВОЙСТВА ПЛАСТИЧНОГО СМАЗОЧНОГО КОМПОЗИЦИОННОГО МАТЕРИАЛА НА ОСНОВЕ ОТРАБОТАННОЙ СМАЗКИ

Приходько И.В., Неверов А.С. (УО «Белорусский государственный университет транспорта», Гомель, Беларусь), Приходько А.П. (УО «Гомельский государственный профессиональный лицей железнодорожного транспорта», Гомель, Беларусь)

В работе исследованы свойства отработанной железнодорожной смазки и осуществлена попытка создания нового композиционного смазочного материала для лубрикации рельс в кривых участках пути. Для этого проведен сравнительный анализ реологических и трибологических свойств различных материалов и осуществлен выбор их оптимального состава. Целью работы является решение проблемы импортозамещения и снижение финансовых затрат.

Введение

Ассортимент смазок, используемых в машиностроении и строительной индустрии, весьма широк. Однако, на железнодорожном транспорте наибольшее применение находят пластичные смазки, которые гораздо эффективнее жидких предохраняют трущиеся поверхности от изнашивания и коррозионного разрушения. Эксплуатация механизмов ведет к накоплению отработанных смазочных материалов. Восстановление смазки – дорогостоящий и, зачастую, невозможный процесс. Отработанную смазку, в виду ухудшения ее свойств, нельзя использовать по прямому назначению, но она может послужить основой для создания нового смазочного материала.

Методика исследования

Для оценки вязкости и предела прочности при сдвиге использовали ротационный вискозиметр Брукфильда. Вискозиметр Брукфильда использует стандартный принцип ротационной вискозиметрии: измерение вязкости осуществляется посредством пересчета крутящего момента, необходимого для вращения шпинделя прибора с постоянной скоростью при размещении образца между шпинделем и плитой, способной термостатировать исследуемую среду. Величину коэффициента трения в зависимости от нагрузки и скорости скольжения определяли на машине трения СМТ по методике вал-вкладыш. Определение показателя износа проводили по ГОСТ 9490-75 «Метод определения смазывающих свойств на четырехшариковой машине трения».

Результаты исследований

Понятие вязкости пластичных смазок объединяет комплекс показателей, которые характеризуют сопротивление смазок течению в потоке, а именно – энергию, расходуемую на преодоление внутреннего трения. Поскольку внутреннее трение пластичных смазок не является константой, его выражают функциональной зависимостью градиента скорости сдвига от напряжения сдвига. Содержание наполнителя влияет на вязкостные свойства смазочного материала. Загущенные мылами минеральные масла значительно увеличивают свою вязкость за счет взаимодействия между образовавшимися

из молекул масла (рисунок 1а) и мыла (рисунок 1б) полярных частиц пластичной смазки.

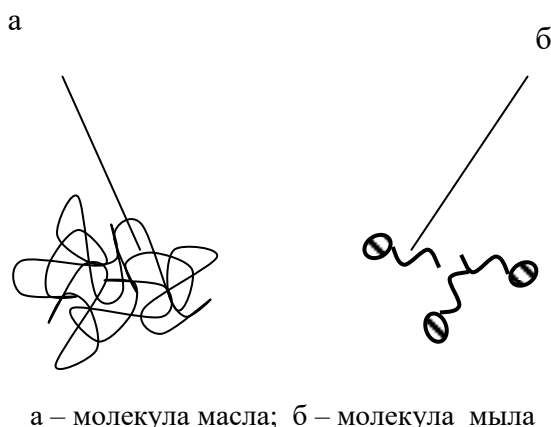


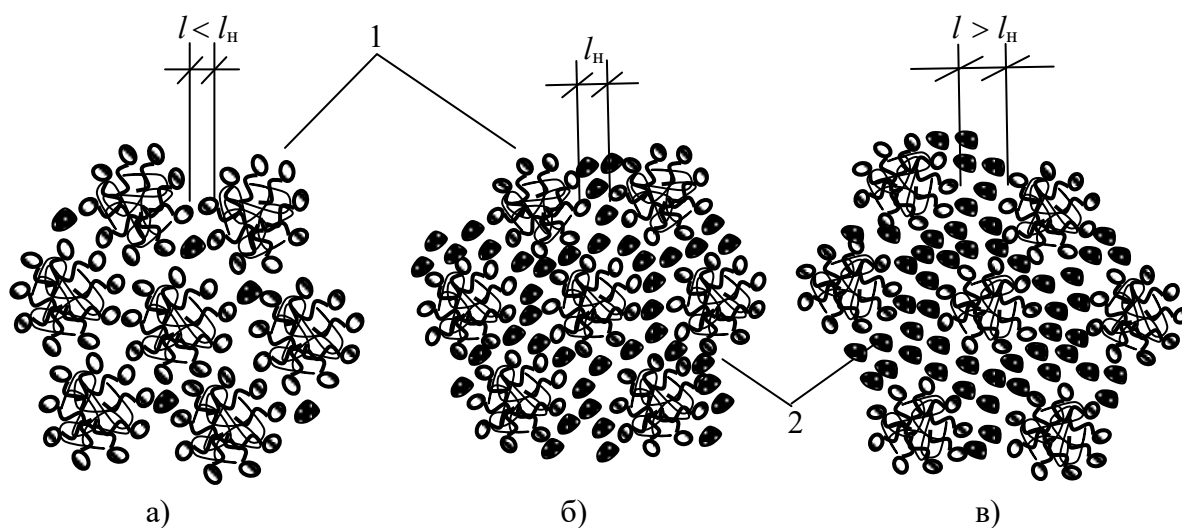
Рисунок 1 – Составляющие пластичной смазки

действия для натриевых, литиевых и кальциевых мыл достигается при использовании для их изготовления жирных кислот с 16-18 углеродными атомами в молекуле [1, 2]. Загущающий эффект мыл существенно зависит от состава и химической природы используемого в смазках масла. Он выше в минеральных маслах, которые наряду с нафтенопарафиновыми содержат нафтенароматические углеводы с боковыми цепями. При применении масел различной химической природы и близкой вязкости в литиевых смазках этот эффект снижается при переходе от синтетических полиэтилсилоксановых жидкостей к минеральным маслам [3]. Такого рода смазочный материал обладает сравнительно неплохими реологическими и антифрикционными свойствами. Однако, введение наполнителей может привести к изменению этих свойств [4]. Введение графита в качестве сыпучего наполнителя позволяет регулировать вязкость смазки и, как следствие, коэффициент трения. Даже небольшое количество графита позволяет уменьшить взаимодействие между молекулами смазочного материала и облегчить перемещение молекул относительно друг друга в процессе эксплуатации.

Таким образом, введение графита приводит к большему снижению вязкости, которая снижается до C_0 % (оптимальная концентрация) содержания графита в отработанной смазке Буксол. В этой точке наблюдается минимум вязкости, при сохранении структуры композиции. В процессе механического воздействия структура смазок разрушается, а при уменьшении интенсивности такого воздействия она восстанавливается. Смазки адаптируются к скоростному режиму работы узла трения, стабилизируя условия его работы с точки зрения расхода энергии. По-видимому, такое содержание наполнителя позволяет при достаточной гомогенизации композиции образовать прослойку (l_n) из частиц графита вокруг каждой молекулы смазки (рисунок 2). Дальнейшее увеличение концентрации графита ведет к увеличению вязкости за счет большого числа частиц сыпучего наполнителя. Возрастание толщины графитного слоя ($l > l_n$) ведет к ослаблению взаимодействия полярных молекул, и структура материала может меняться, то есть, пластичная смазка начинает скатываться в комки и сваливается с рабочей поверхности. По этой причине увеличение концентрации графита более C_0 не имеет смысла из-за снижения эксплуатационных свойств смазочного материала.

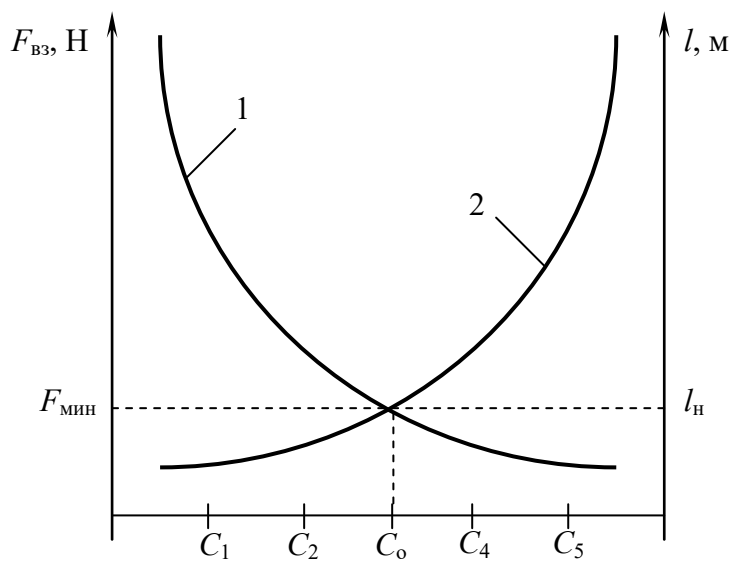
Схематическое представление зависимости силы взаимодействия полярных частиц и величины межмолекулярного слоя от концентрации графита в смазочном материале приведено на рисунке 3. Не менее важным свойством пластичных смазок является изменение вязкости при изменении температуры.

Рост эффекта загущения мыла связан с увеличением дисперсности частиц, а сам загущающий эффект зависит от катиона и аниона мыла. Для стеаратов металлов он возрастает в порядке от $Al < Ba < Ca < Na < Li$. Мыла насыщенных кислот гораздо эффективнее загущают масла, чем мыла соответствующих ненасыщенных кислот, причем максимум загущающего



1 – молекула пластичной смазки; 2 – частица графита;
 а) содержание графита до C_0 ; б) оптимальная концентрация графита C_0 ;
 в) содержание графита более C_0

Рисунок 2 – Модель структуры наполненной пластичной смазки в зависимости от содержания графита

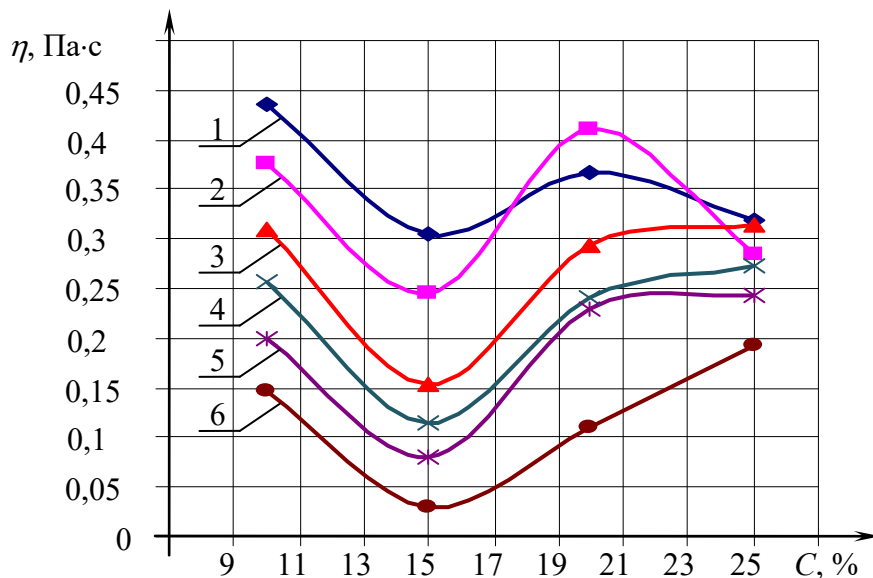


1 – сила взаимодействия; 2 – толщина слоя

Рисунок 3 – Графическое представление взаимодействия частиц смазочного материала

Лучшие вязкостно-температурные свойства имеют смазки, приготовленные на маслах, у которых зависимость вязкости от температуры меньше. С понижением температуры вязкость различных смазок возрастает неодинаково. Поэтому для каждой смазки существует такая минимальная температура, при которой вследствие возросшего внутреннего трения мощность привода становится недостаточной для приведения механизма в движение или выведение его на нужный скоростной режим. Эту температуру обычно и принимают за нижний предел работоспособности смазки применительно

к данному механизму. Такой минимальной температурой может являться температура окружающей среды, а при механическом взаимодействии в узле трения и при значительной нагрузке температура может существенно возрасти. Температурно-вязкостная характеристика смазочного материала в зависимости от температуры приведена на рисунке 4.



1 – 323 К; 2 – 343 К; 3 – 373 К; 4 – 403 К; 5 – 433 К; 6 – 463 К

Рисунок 4 – Зависимость вязкости (η) от содержания графита (C) при различных температурах

Исследование вязкости в диапазоне температур от 323 до 463 К показало практически линейное снижение с ростом температуры. Однако, введение наполнителя, в нашем случае графита, приводит к нелинейному изменению вязкостных свойств в зависимости от содержания в композиции дисперсной фазы. Как упоминалось выше, при введении графита вязкость смазочного материала начинает снижаться, и это продолжается до содержания наполнителя порядка 15 %. После чего наблюдается возрастание вязкости до содержания графита 20 % во всем диапазоне исследуемых температур. Причем, при максимальной температуре этот рост продолжается и до 25 % введенного углерода, и если обратить внимание на график (кривая 6), то этот рост имеет практически линейный характер. Дело в том, что эта температура превышает температуру каплепадения, поэтому смазка становится жидкой и вытекает из зоны исследования, а полученные значения вязкости обусловлены наличием в образце графита.

При более низких температурах (373-433 К) рост вязкости хотя и продолжается, но линейность характера нарушается. По-видимому, это обусловлено процессом изменения структуры пластичной смазки, а именно, ее переходом из пластичного в жидкое состояние. В диапазоне рабочих температур (323-343 К) при концентрации графита более 20 % происходит снижение вязкости, однако это не имеет практического смысла, так как близкие результаты получены при концентрации графита до 15 %, и перерасходовать графит нет смысла. Еще одним не менее важным параметром, характеризующим эксплуатационные свойства смазки, является предел прочности на сдвиг. Он определяет практическую границу перехода смазки от состояния покоя к пластичному течению при приложении сдвигового напряжения. Наличие у пластичных смазок предела прочности отличает их от других видов смазочных материалов. С помощью предела прочно-

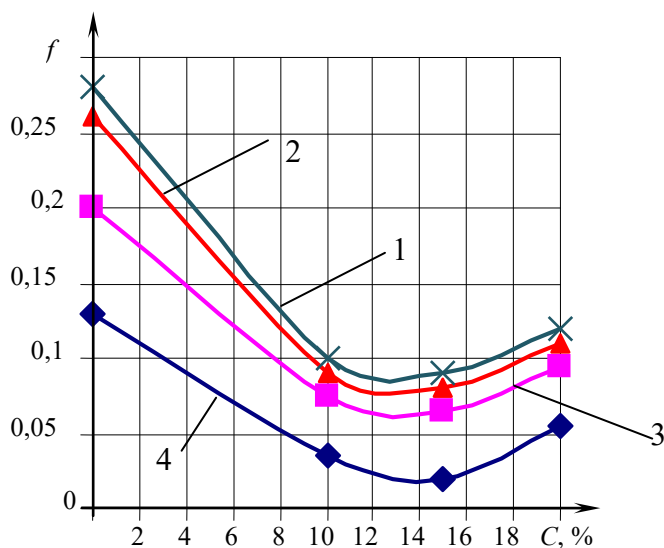
сти на сдвиг оценивают эксплуатационные свойства и качество смазок, загущающий эффект и концентрацию используемого в них загустителя. Обращает на себя внимание тот факт, что зависимость предела прочности практически соответствует зависимости вязкости от тех же параметров. По величине предела прочности в рабочем интервале температур судят о поведении смазки в узлах трения. Температура, при которой предел прочности становится равным нулю, и смазка переходит из пластичного в жидкое состояние, определяет верхний температурный предел ее применения. Смазки с меньшим пределом прочности легче поступают в зазор между поверхностями трения и более эффективно снижают износ, чем аналогичные смазки с высоким пределом прочности. Но они хуже удерживаются в зоне трения, так как выдавливаются и сбрасываются под действием статических и динамических нагрузок. Для пластичных смазок предел прочности при максимальной температуре применения должен быть не менее 0,1-0,3 кПа, а при обычной температуре он должен находиться в пределах 0,3-1,5 кПа. Поведение смазок в узлах трения, в том числе и их сброс с вращающихся деталей, подпитка ими дорожек качения зависят не только от первоначального предела прочности, но и от его изменений, связанных с окислением смазки, потерей дисперсионной среды в результате испарения, а также изменений граничных свойств.

Анализируя зависимости предела прочности на сдвиг от состава композиции можно сделать вывод, что состав с 15 % содержанием графита обладает пределом прочности оптимального диапазона 1,63-1,31 кПа при обычных температурах и 0,2-0,3 кПа при максимальных рабочих температурах.

Показатели вязкости и предела прочности пластичных смазок имеют большое практическое значение. Уровень вязкости определяет возможность подачи смазок по коммуникационным трубопроводам, заправки в узлы трения при помощи различных заправочных устройств. Используя этот параметр, можно рассчитать габариты трубопроводов для подачи смазочного материала. Вязкостью смазок определяются также расход энергии на их перекачку, на перемещение смазанных деталей при значительной толщине смазочной прослойки между поверхностями. А по величине предела прочно-

сти оценивают механические свойства смазок, и он с большим успехом может использоваться вместо показателя пенетрации.

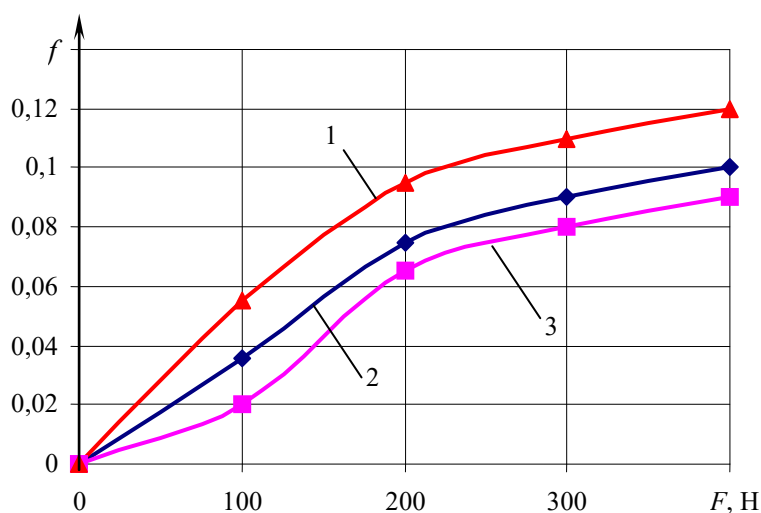
Не меньший интерес представляют результаты, полученные на машине трения СМТ. Как и следовало ожидать, введение в зону трения смазочного материала снижает коэффициент трения практически в 3 раза по сравнению с сухим трением при нагрузке 400 Н и практически в 5 раз – при 100 Н (рисунок 5).



1 – 400 Н; 2 – 300 Н; 3 – 200 Н; 4 – 100 Н

Рисунок 5 – Зависимость коэффициента трения (f) от концентрации наполнителя (графита) при различных нагрузках (скорость скольжения 2,5 м/с)

При этом характер зависимости имеет экстремум в точке соответствующей 15 % содержания графита. Это подтверждает предположение о влиянии концентрации наполнителя на способность смазочного материала более эффективно уменьшать коэффициент трения, попадая в зону трения с большей легкостью, чем при других концентрациях. Как оказалось, коэффициент трения зависит и от скорости скольжения. Независимо от концентрации дисперсной фазы и величины нагрузки износ и, как следствие, коэффициент трения максимальны при более низких скоростях скольжения, и с увеличением скорости скольжения начинают падать. А вот зависимость коэффициента трения от нагрузки позволяет сделать вывод об оптимальности содержания наполнителя в композиции на основе отработанного смазочного материала (рисунок 6).

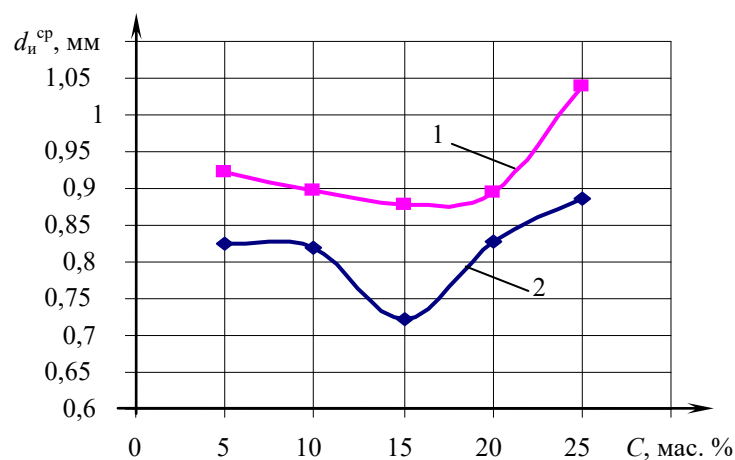


1 – при содержании графита 10 %; 2 – при 20 %; 3 – при 15 %

Рисунок 6 – Величина коэффициента трения от нагрузки при различном содержании графита (скорость скольжения 2,5 м/с)

Анализ полученных результатов позволяет сделать вывод об аналогичном характере кривых, хотя при содержании графита 15 % (кривая 3) состав имеет более низкий коэффициент трения по сравнению с составами, содержащими 10 % (кривая 1) и 20 % (кривая 2) графита. Таким образом, экспериментальные данные подтверждают тот факт, что добавление в состав 15 % графита приводит к увеличению пластичности материала и, как следствие, к более легкому его проникновению в зону трения. Об этом же свидетельствуют результаты, полученные на четырехшариковой машине трения (ЧШМ). Она представляет собой прибор, состоящий из трех неподвижных стальных шариков, помещенных в чашку с исследуемым смазочным материалом, и одного – подвижного. Подвижный шарик вращается относительно всех остальных с определенной скоростью и заданной нагрузкой до тех пор, пока не оставит на неподвижных элементах соответствующее пятно износа. Изучение характера износа и его степени позволяет получить информацию о смазывающих свойствах используемых материалов и их поведении под воздействием разных нагрузок. Определение противоизносных показателей особенно важно для пластичных смазок, применяемых в тяжело нагруженных узлах трения качения и скольжения. Такая смазка должна обеспечивать защиту детали как при работе, так и в состоянии покоя. Результаты исследований приведены на рисунке 7. Зависимость износа от содержания наполнителя наблюдаем как при нагрузке 20 так и 40 килограмм. Некоторое отличие в глубине минимума при содержании графита 15 %

говорит о способности смазочного слоя проникать в зону контакта и уменьшать величину износа. При больших нагрузках проникновение смазки более затруднено.



1 – при нагрузке 40 кг; 2 – при нагрузке 20 кг

Рисунок 7 – Зависимость диаметра пятна износа ($d_{и}^{сп}$) шаров при испытаниях смазочного материала от содержания графита

Вывод

Исследования, проведенные в данной работе, позволяют сделать вывод о возможности использовать вместо смазки для заправки лубрикаторов «СПЛ» ТУ 32 ЦТ 2186-93 пластичного смазочного материала на основе отработанной железнодорожной смазки Буксол, наполненной 15 % порошкообразного графита. Получившийся смазочный материал не уступает по свойствам своему зарубежному аналогу. Таким образом, помимо утилизации смазок, бывших в эксплуатации,

представленная разработка позволяет снизить финансовые затраты и решить проблему импортозамещения.

Список использованных источников

1. Колосюк, Д.С. Автотракторные топлива и смазочные материалы / Д.С. Колосюк, Н.В. Кузнецов. – Киев: Вища школа, 1987. – 191 с.
2. Меркурьев, Г.Д. Смазочные материалы на железнодорожном транспорте: справочник / Г.Д. Меркурьев, Л.С. Елисеев. – М.: Транспорт, 1985. – 255 с.
3. Климов, К.И. Производство и улучшение качества пластичных смазок / К.И. Климов. – М.: ЦНИИТЭнефтехим, 1970. – 179 с.
4. Фукс, И.Г. Добавки к пластичным смазкам / И.Г. Фукс. – М.: Химия, 1982. – 248 с.

Prihodzko I.V., Neverov A.S., Prihodzko A.P.

Rheological and tribological properties of a plastic lubricating composite material on the basis of waste lubrication

Properties of waste rail lubrication were investigated. An attempt to create a new composite lubricant for rail lubrication in the curved track sections was made. A comparative analysis of rheological and tribological properties of different composition of the material was performed and the choice of optimal systems was made. The goal of this work is to solve the problem of import substitution and to reduce financial expenses.

Поступила в редакцию 05.05.2014 г.

УДК 621.793

КОРРОЗИОННАЯ СТОЙКОСТЬ НАПЛАВЛЕННЫХ ИЗНОСОСТОЙКИХ ПОКРЫТИЙ ИЗ БОРСОДЕРЖАЩИХ СПЛАВОВ НА ЖЕЛЕЗНОЙ ОСНОВЕ

Константинов В.М. (Белорусский национальный технический университет, г. Минск, Беларусь)

Изучено влияние бора на коррозионную стойкость в кислых и щелочных средах наплавленных покрытий из борсодержащих сплавов на железной основе. Установлено экстремальное влияние, зависящее от легирующих элементов и структурного состояния сплава. Высокая коррозионная стойкость характерна для эвтектических структур, легированных хромом и никелем.

Введение

Проблема защиты от коррозии была и остается актуальной для большинства отраслей промышленности. Характерной и экономически очевидной тенденцией современного этапа развития упрочняюще-реновационных технологий является вытеснение импортных дорогостоящих никелевых самофлюсующихся порошковых сплавов более доступными сплавами на железной основе [1]. Однако есть области, где позиции никелевых покрытий до недавнего времени оставались незыблемыми. Это, в первую очередь, упрочнение деталей, работающих в условиях интенсивного коррозионного воздействия. Характерным примером являются быстроизнашиваемые детали химических и горно-обогатительных производств. Традиционно считается, что в этих условиях наплавочные сплавы на железной основе непригодны.

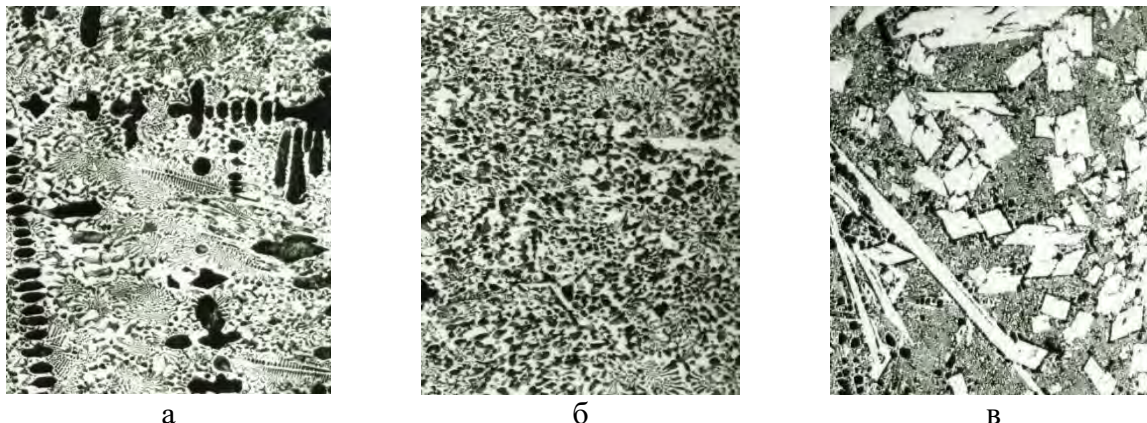
Выполненные ранее работы позволили значительно расширить технологические возможности получения наплавочных сплавов на железной основе, используя различные схемы легирования [1, 2]. Поэтому актуальным является анализ коррозионной стойкости наплавленных борсодержащих покрытий различного состава в технологических средах и определение путей повышения их коррозионной стойкости.

Результаты исследований

Общеизвестно, что коррозионная стойкость при прочих равных условиях зависит от природы основы сплава, параметров легирования и структурного состояния [3]. Традиционно высокая коррозионная стойкость Ni-сплавов обусловлена, в первую очередь, высокой пассивационной способностью основы сплава. В большинстве изученных коррозионных сред сплав ПГ-10Н01 демонстрирует высокую пассивационную способность и коррозионную стойкость (4-й балл коррозионной стойкости). Исключение составляет водный раствор азотной кислоты, в котором анализируемый сплав относится к группе малостойких (таблица 1). Очевидно, что железо, как основа сплава, существенно уступает никелю по коррозионной стойкости. Наиболее низкой коррозионной стойкостью характеризуются сплавы системы Fe–C–B. В большинстве изученных сред они являются малостойкими. Это обусловлено в первую очередь отсутствием в основе элементов, обеспечивающих самопассивирование сплава.

Как известно [4], наличие диффузионного боридного слоя на поверхности стальной детали повышает коррозионную стойкость в кислых средах неокислительного характера (серная, соляная кислота), что обусловлено торможением процесса анодного растворения. Аналогичный эффект авторы [5] наблюдали в щелочных средах. Анали-

зируемые в настоящей работе сплавы являются гетерогенными с ярко выраженными зонами доэвтектического, эвтектического и заэвтектического строения (рисунок) [1]. Поэтому их коррозионная стойкость отличается от стойкости гомогенных боридных слоев. Из всех изученных железо-бор-углеродистых сплавов минимальные коррозионные потери в щелочных средах и соляной кислоте отмечены у сплавов с минимальным содержанием углерода. Это хорошо согласуется с традиционными представлениями [3].



а – доэвтектический сплав, эвтектика и дендриты твердого раствора; б – сплав эвтектической концентрации; в – заэвтектический сплав, эвтектика и избыточные борсодержащие фазы

Рисунок – Типичные микроструктуры борсодержащих износостойких сплавов на железной основе, $\times 400$

Бор обеспечивает высокую износостойкость указанных сплавов. Поэтому закономерен интерес к влиянию бора на коррозионную стойкость. Для гетерогенных сплавов существенное влияние имеет соотношение анодных и катодных участков. Причем электрохимическая картина доэвтектического и заэвтектического сплава будут различны. Обнаружено экстремальное влияние бора на коррозионную стойкость борсодержащих сплавов [2]. Минимальная коррозионная стойкость соответствует эвтектическим сплавам, максимальная – заэвтектическим. Избыточные боридные фазы в этом случае являются катодными участками (рисунок в). Уменьшение количества анодных участков в структуре сплава способствует повышению коррозионной стойкости.

Легирование железобористых сплавов пассивирующими элементами способствует повышению коррозионной стойкости. Для щелочных сред (NaOH и NaCl) введение 4 % хрома переводит сплав в группу стойких. Дальнейшее повышение степени легированности весьма незначительно изменяет коррозионное поведение железобористых сплавов в указанных средах. В слабоагрессивных средах анализируемые сплавы разрушаются преимущественно равномерно, в отдельных случаях присутствуют коррозионные пятна.

Анализ результатов коррозионных испытаний в агрессивных средах (H_2SO_4 , HNO_3) свидетельствует о необходимости дополнительного легирования сплавов пассивирующими элементами, в первую очередь – хромом (таблица 1). Повышение содержания хрома более 18 % позволяет значительно повысить коррозионную стойкость сплавов в 10 %-ном растворе соляной кислоты, переводя их в группу стойких. Меньшее количество хрома в сплаве приводит к активной местной неравномерной и язвенной коррозии. В растворе серной кислоты хромоникелевое легирование железобористых сплавов несколько повышает коррозионную стойкость, переводя сплав из группы нестойких в группу малостойких.

Таблица 1 – Коррозионная стойкость наплавленных слоев в лабораторных коррозионных средах

Наплавленный сплав	Скорость коррозии [мм/год] за время испытаний, часов				Балл коррозионной стойкости по 10-балльной шкале	Тип коррозии*
	5	25	50	100		
30 %-ный раствор NaOH						
ПГ-10Н01	0,400	0,100	0,081	0,046	4	1
ПР-Х4Г2Р4С2Ф	0,085	0,060	0,050	0,038	4	1
ПР-Х14Ф6С3Р3	0,255	0,115	0,070	0,048	4	1
Сталь 12Х18Н9	0,027	0,0021	0,01	0,005	3	1
ПЖВ+4%В	0,092	0,058	0,046	0,05	4	1
ПР-45Р4	0,260	0,148	0,132	0,121	6	2
ПР-Х18Н9Р4	0,150	0,071	0,046	0,025	4	1
ПР-06ХН28МДТР4	0,091	0,038	0,021	0,012	4	1
3 %-ный раствор NaCl						
ПГ-10Н01	0,298	0,081	0,064	0,029	4	1
ПР-Х4Г2Р4С2Ф	0,085	0,043	0,051	0,040	4	1
ПР-Х14Ф6С3Р3	2,390	0,639	0,399	0,206	6	2
Сталь 12Х18Н9	0,106	0,058	0,032	0,017	4	1
ПР-Х18Н9Р4	0,153	0,041	0,031	0,027	4	1
ПР-06ХН28МДТР4	0,280	0,200	0,110	0,060	5	1
10 %-ный раствор H ₂ SO ₄						
ПГ-10Н01	0,116	0,035	0,034	0,023	4	1
ПР-Х4Г2Р4С2Ф	42,471	88,951	76,861	62,612	10	2
ПР-Х14Ф6С3Р3	29,600	6,540	3,330	2,709	8	4
Сталь 12Х18Н9	1,200	0,283	0,147	0,083	3	1
ПР-Х18Н9Р4	18,200	8,725	4,007	3,900	8	10
ПР-06ХН28МДТР4	6,950	5,190	4,650	3,264	8	10
10 %-ный раствор HCl						
ПГ-10Н01	1,104	0,251	0,156	0,083	5	1
ПР-Х4Г2Р4С2Ф	5,190	2,607	2,700	4,078	8	2
ПР-Х14Ф6С3Р3	24,820	22,650	17,407	11,920	10	2
Сталь 12Х18Н9	1,100	0,600	0,410	0,300	6	1
ПР-Х18Н9Р4	2,590	0,610	0,336	0,180	6	1
ПР-06ХН28МДТР4	0,280	0,200	0,110	0,060	5	1
10 %-ный раствор HNO ₃						
ПГ-10Н01	2,950	9,575	6,213	4,309	8	10
ПР-Х4Г2Р4С2Ф	464,0	203,7	полное разрушение образца			
Сталь 12Х18Н9	0,132	0,037	0,019	0,009	3	1
ПР-Х18Н9Р4	121,5	84,330	61,220	39,430	10	10
ПР-06ХН28МДТР4	6,750	6,500	7,699	9,100	9	10
* 1 – сплошная коррозия; 2 – местная неравномерная коррозия; 4 – язвенная коррозия; 6 – подповерхностная коррозия; 10 – избирательная коррозия						

Следует отметить, что легирование 28 % хрома не дает ожидаемого эффекта. Сплав по-прежнему имеет 8-й балл коррозионной стойкости. Наиболее низкая коррозионная стойкость анализируемых сплавов в растворе азотной кислоты. Причем традиционное легирование хромом и никелем дает незначительный эффект. Негативным фактором является наличие ярко выраженной избирательной коррозии гетерогенных бористых сплавов, как на никелевой так и на железной основах.

В технологических средах нефтехимического производства легированные бористые сплавы на железной основе приближаются по коррозионной стойкости к сплавам на никелевой основе (таблица 2). Исключение составляет краситель искусственных волокон, в котором указанные сплавы являются малостойкими.

Таблица 2 – Коррозионная стойкость наплавленных слоев в технологических коррозионных средах нефтехимического производства

Материал наплавки	Скорость коррозии [мм/год] за время испытаний, часов				Балл коррозионной стойкости по 10-балльной шкале	Тип коррозии*
	5	25	50	100		
роданистый натрий NaSCN (раствор прядильного производства)						
ПГ-10Н01	0,261	0,104	0,068	0,133	6	2
Сталь 12Х18Н9	0,240	0,064	0,069	0,053	5	1
ПР-Х18Н9Р4	0,460	0,220	0,170	0,175	6	1
ПР-06ХН28МДТР4	1,000	0,250	0,146	0,196	7	1
водный раствор муравьиной и щавелевой кислот (краситель искусственных волокон)						
ПГ-10Н01	0,570	0,205	0,189	0,137	6	1
Сталь 12Х18Н9	0,150	0,045	0,025	0,014	4	1
ПР-Х18Н9Р4	3,080	1,900	1,660	1,790	8	6
ПР-06ХН28МДТР4	0,699	1,060	1,480	1,570	8	10
деметилформамид муравьиной кислоты HNON(CH ₃) ₂ (растворитель прядильного производства)						
ПГ-10Н01	0,396	0,106	0,066	0,036	4	1
Сталь 12Х18Н9	0,125	0,035	0,038	0,025	4	1
ПР-Х18Н9Р4	0,730	0,630	0,097	0,057	5	1
ПР-06ХН28МДТР4	0,380	0,093	0,170	0,102	6	1
*1 – сплошная коррозия; 2 – местная неравномерная коррозия; 4 – язвенная коррозия; 6 – подповерхностная коррозия; 10 – избирательная коррозия						

Введение бора в сплав 06ХН28МДТ, имеющий высокую коррозионную стойкость, переводит его в группу понижено стойких. Коррозионная стойкость бористых сплавов на железной основе в технологическом растворе серной кислоты является неудовлетворительной (таблица 3). Повышение электродного потенциала указанных сплавов в растворе ингибированной соляной кислоты свидетельствует о пассивировании поверхности сплава. Однако в этом случае наблюдается избирательная коррозия и фрагменты коррозионного растрескивания. Отметим, что никелевые сплавы в указанной технологической среде так же подвержены язвенной и точечной коррозии. В изученных технологических средах (таблица 3) никелевые бористые сплавы на железной и никелевой основе имеют близкие антикоррозионные свойства и относятся к группе стойких (4,5 балл коррозионной стойкости). Потенциометрические измерения подтверждают высокую пассивационную способность хромоникелевых бористых сплавов в щелочных технологических средах.

Анализ результатов проведенного комплекса исследований и литературных данных позволил сформулировать ряд особенностей коррозионного поведения борсодержащих сплавов на железной основе [6].

Гетерогенизация структуры сплава в результате легирования бором снижает коррозионную стойкость сплава. Степень этого снижения зависит от ряда факторов: электрохимической картины сплава, наличия пассивирующих и депассивирующих легирующих элементов типа коррозионной среды, структурного состояния сплава и качества наплавленного слоя.

Таблица 3 – Коррозионная стойкость наплавленных слоев в технологических средах

Характеристика технологической среды	ПГ-10K01		ПГ-10H01		ПР-Х18Н9Р4	
	скорость коррозии, г/м ² ·г – 1					
	стационарный потенциал сплавов (г/м ² ·г)/эВ – 2					
	1	2	1	2	1	2
технологическая серная кислота, 27,8 %, 24,5 °С	0,078	+0,010	0,097	-0,041	10,57	-0,179
ингибированная соляная кислота 21,9 %, 26 °С	0,231	+0,004	0,346	+0,037	0,334	-0,06
каустик 428 г/л ед. NaOH, 42 °С	0,0019	-0,560	0,0022	-0,573	0,019	-0,924
хлористый натрий 312,4 г/л, 60 °С	0,052	-0,175	0,051	-0,060	0,048	-0,062

Для всех изученных борсодержащих сплавов на железной основе влияние углерода является отрицательным. В слабоагрессивных щелочных средах железо-бор-углеродистые сплавы корродируют быстрее, чем аналогичные сплавы без бора. В то же время сплавы системы Fe – В с минимально возможным содержанием углерода демонстрируют удовлетворительную коррозионную стойкость (4 балл). Это обусловлено изменением электрохимической картины борсодержащего сплава с углеродом и низкой коррозионной стойкостью бороцементита. Для хромоникелевых борсодержащих сплавов на железной основе отрицательное влияние углерода проявляется еще более ярко. Увеличение содержания углерода в сплаве с 0,12 % до 0,24 % приводит к снижению коррозионной стойкости в хлорсодержащих средах (HCl, NaCl) в 2,1-3,3 раза. Причины этого аналогичны ситуации в хромоникелевых сталях [3].

Легирование борсодержащего сплава традиционными пассивирующими элементами позволяет повысить его коррозионную стойкость. Для слабоагрессивных сред достаточно 4 % хрома (ПР-Х4Г2Р4С2Ф). Обеспечение коррозионной стойкости в растворах кислот требует более существенного легирования хромом и никелем. Следует признать, однако, что для работы в растворах серной и особенно азотной кислот эти сплавы не пригодны вследствие ярко выраженной избирательной коррозии. Наиболее рациональным является легирование сплава хромом и никелем по схеме 18-9 (18 % Cr, 9 % Ni). Дальнейшее увеличение количества этих элементов не дает ожидаемого существенного эффекта вследствие гетерогенности сплава.

Регулирование структурного состояния сплава термической обработкой позволяет улучшить коррозионную стойкость за счет уменьшения гетерогенности. Закалка боридных хромоникелевых сплавов повышает коррозионную стойкость в 10 %-ном растворе H_2SO_4 в 6 раз. При этом избирательная коррозия сплава уменьшается. Аналогичный эффект получен при скоростном охлаждении наносимого слоя. С этих позиций способы наплавки, обеспечивающие максимальный градиент температур (плазменная, лазерная), являются предпочтительными.

Влияние бора на коррозионную стойкость анализируемых сплавов противоречиво. С одной стороны, обеспечивая самофлюсование сплава при наплавке, бор способствует получению качественного безпористого слоя, что само по себе способствует повышению коррозионной стойкости. Это особенно актуально для гетерогенных покрытий, для которых даже незначительные дефекты становятся очагами катастрофического коррозионного разрушения. Следует отметить так же позитивное влияние бора на стойкость нержавеющей сталей против межкристаллитной коррозии (МКК), обусловленной рафинирующим действием боридной эвтектики и измельчением структуры. По данным разных источников оптимальным в этом случае является содержание бора 0,4-0,5 %

[7, 8]. В наших экспериментах наличие МКК так же зафиксировано не было. С другой стороны, гетерогенизация сплава при легировании бором обуславливает снижение коррозионной стойкости. С этой точки зрения уменьшение площади анодных участков сплава при увеличении количества избыточных боридов способствует повышению коррозионной стойкости.

Заключение

Бор оказывает экстремальное влияние на коррозионную стойкость наплавленных покрытий на железной основе. Это обусловлено структурным состоянием сплава и наличием пассивирующих элементов. Наиболее высокая коррозионная стойкость в исследованных технологических кислых и основных жидких средах характерна для заэвтектических концентраций бора для хромоникелевых износостойких наплавов на железной основе.

Список использованных источников

1. **Пантелеенко, Ф.И.** Самофлюсующиеся диффузионно-легированные порошки на железной основе и защитные покрытия из них / Ф.И. Пантелеенко. – Минск: УП «Технопринт», 2001. – 300 с.
2. **Ворошнин, Л.Г.** Теория и практика получения защитных покрытий с помощью ХТО / Л.Г. Ворошнин, Ф.И. Пантелеенко, В.М. Константинов. – 2-е изд. – Минск: УП «Технопринт», 2002. – 175 с.
3. **Химушин, Ф.Ф.** Нержавеющие стали / Ф.Ф. Химушин. – М.: Металлургия, 1967. – 798 с.
4. **Ворошнин, Л.Г.** Антикоррозионные диффузионные покрытия / Л.Г. Ворошнин. – Минск: Наука и техника, 1981. – 296 с.
5. **Зорин, А.А.** Исследование коррозионного и электрохимического поведения борированных сталей / А.А. Зорин, О.В. Каспарова, Н.И. Хохлов // Защита металлов. – 1989. – Т. 25, № 3. – С. 390-398.
6. **Пантелеенко, Ф.И.** Пути повышения коррозионной стойкости плазменных слоев из самофлюсующихся сплавов на железной основе / Ф.И. Пантелеенко, В.М. Константинов, О.П. Штемпель // Машиностроение: сб. науч. тр. / Под ред. И.П. Филонова. – Минск: Технопринт, 2002. – С. 226-232.
7. **Медовар, Б.И.** Аустенитно-боридные стали и сплавы для сварных конструкций / Б.И. Медовар, Н.И. Пинчук, Л.В. Чекотило. – Киев: Наукова думка, 1970. – 145 с.
8. **Дергач, Т.А.** Влияние бора на структуру и стойкость против МКК аустенитной нержавеющей стали / Т.А. Дергач, Г.Д. Сухомлин // Защита металлов. – 1989. – Т. 25, № 3. – С. 498-502.

Konstantinov V.M.

Corrosion resistance of wearproof hard faced coatings made of boron containing alloys on the ferrous base

The article considers the boron influence on corrosion resistance of hard faced coatings made of boron containing alloys on the ferrous base in acid and alkaline media. The extreme influence was established subjected to alloying elements and alloy structure. It was shown that a high corrosion resistance is typical for hypereutectic structures alloyed with nickel and chromium.

Поступила в редакцию 13.05.2014 г.

Статьи, направленные в редакцию журнала, должны удовлетворять требованиям «Инструкции по оформлению диссертации, автореферата и публикаций по теме диссертации», утвержденной Постановлением Президиума Государственной ВАК РФ от 24.12.1997 г. № 178 (в редакции с изменениями и дополнениями, Постановление ВАК РФ от 22.02.2006 г. № 2 и Постановление ВАК РФ от 15.08.2007 г. № 4).

1. Материал статьи должен соответствовать профилю журнала и излагаться предельно ясно.
2. Поступившие в редакцию статьи проходят рецензирование. Основные критерии целесообразности опубликования – актуальность тематики, научная новизна.
3. Статья должна быть представлена в распечатанном и в электронном виде в формате текстового редактора Microsoft Word (97-2010). Шрифт текста Times New Roman, размер 12 п., интервал – 1.
4. В статье должны быть указаны индекс УДК, название статьи, фамилии авторов, наименования организаций, в которых работают авторы. Статья должна содержать: аннотацию (до 10 строк), введение, основную часть, заключение, завершаемое четко сформулированными выводами, список использованных источников. Аннотация и название статьи, а также фамилии авторов должны быть представлены на английском и русском языках.
5. Рисунки должны быть четкими черно-белыми и созданы в одном из графических редакторов (формат jpg, tif, pcx, bmp, gif, cdr, wmf, psd), графики присоединены с помощью табличного процессора «Excel» или «MS Graph» (встроенного в «Word»). Все обозначения на рисунках должны быть расшифрованы.
6. Таблицы располагаются непосредственно в тексте статьи. Каждая таблица должна иметь заголовок. На все таблицы и рисунки следует давать ссылки в тексте. Формулы должны быть созданы в редакторе «Math Type».
7. Обозначения, приведенные в статье, расшифровываются непосредственно в тексте, кроме того, могут быть вынесены на отдельную страницу.
8. Размерность всех величин, приведенных в статье, должна соответствовать Международной системе единиц измерений (СИ). Не следует употреблять сокращения, кроме общепринятых. Для обозначения физических величин используется курсивный шрифт, для математических символов типа cos, max, критериев вида Nu, Re и т.п., чисел, химических символов – прямой шрифт. Для русских и латинских букв в индексах используется прямой шрифт, если они не относятся к обозначениям физических величин, а являются сокращением слова, курсив – если принимают последовательные значения или служат для перечисления чего-либо, обозначения ряда чисел и т.п.
9. Список использованных источников должен быть приведен в конце статьи и содержать полные библиографические данные. Список должен быть составлен в порядке упоминания ссылок в тексте. Ссылки на неопубликованные работы не допускаются.
10. Авторам необходимо на отдельной странице предоставить о себе следующие сведения: фамилия, имя, отчество, почтовый адрес для переписки, место работы и занимаемая должность, а также номера телефонов, факсимильной и электронной связи.

1. The feature material should correspond to the magazine's profile and should be expounded very understandable.
2. The articles provided to the magazine editorial staff are reviewed. The main criteria of publishing feasibility are subjects' urgency and scientific novelty.
3. The article should be presented in printed out and electronic form in the Microsoft Word format (97-2010). The body text is Times New Roman, size 12, interval – 1.
4. The UDC number, article's title, authors' surnames, names of organizations where the authors work should be stated in the article. The article should contain annotation (till 10 lines), introduction, the basic part, the conclusion finished by accurately formulated consequences, and as well as the list of the used sources. The annotation, the article's title and as well as the authors' surnames should be presented in English and Russian languages.
5. The pictures should be well-defined black-and-white and should be created in one of the graphic editors (format jpg, tif, pcx, bmp, gif, cdr, wmf, psd); in this case they are attached with tabular based processor Excel or MS Graph (built-in Word). All symbols in the figures should be deciphered.
6. The tables are placed directly in the text of the article. Each table should have the title. All tables and diagrams should have references in the text. Formulae should be done by «Math Type» editing program.
7. Symbols used in the article are deciphered directly in the text; in addition they could be taken out on a separate page.
8. Dimension of all sizes accepted in the article should correspond to the International System of Units (SI). The abbreviations except for the standards should not be used. Designations of physical quantities are given by Italic characters. Mathematical symbols such as cos, max, criteria of kind Nu, Re, etc., numbers, chemical symbols are given by Roman characters. Russian and Latin letters in indexes are given by Roman characters if they do not refer to designations of physical quantities and are word abbreviations, they are given by Italics if they accept successive values or serve for enumeration of something, sequence designation, etc.
9. The list of the used sources should be given at the end of the article and contain full bibliographic data. The list should be made in the order as the references are mentioned in the text. The references to the unpublished works are not allowed.
10. The authors should provide the following information on a separate page: surname, given name, patronymic name, and postal address for correspondence, place of employment and work status; as well as phone numbers, fax number, and e-mail address.

Подписные 749332
индексы: 74933

**Основные направления научно-исследовательской деятельности ЗАО «Солигорский
Институт проблем ресурсосбережения с Опытным производством»:**

- разработка горношахтного подъемно-транспортного оборудования;
- разработка горного проходческого, очистного и бурового оборудования;
- разработка технологического горно-обогательного оборудования;
- разработка методов повышения надежности и долговечности деталей и узлов машин, работающих в условиях абразивных, химически активных сред горно-обогательных предприятий;
- разработка оборудования для комплексов по перегрузке и складированию сыпучих материалов;
- разработка высокопроизводительной технологии обогащения полезных ископаемых;
- разработка композиционных и теплозвукоизоляционных материалов;
- разработка конструкционных материалов и покрытий, предназначенных для использования в агрессивных химически активных, абразивных средах предприятий горной промышленности;
- совершенствование технологии добычи и повышение безопасности ведения горных работ на месторождениях полезных ископаемых;
- моделирование и автоматизированное проектирование горных машин, работающих на глубине более 1000 м во взрывоопасной среде и при больших давлениях кровли;
- разработка автоматизированных систем управления горношахтным добывающим и перерабатывающим оборудованием.

Адрес редакции:

223710, Республика Беларусь,
Минская обл., г. Солигорск, ул. Козлова, 69

Телефоны:

(+375 174) 26 28 37 главный редактор (приемная)

(+375 174) 26 35 32 ответственный секретарь

E-mail: ontiipr@tut.by

<http://www.sipr.by>

ISSN 1728-3841



9 771728 384000