МИНИСТЕРСТВО ОБРАЗОВАНИЯ И НАУКИ УКРАИНЫ

СБОРНИК НАУЧНЫХ ТРУДОВ

ДОНБАССКОГО ГОСУДАРСТВЕННОГО ТЕХНИЧЕСКОГО УНИВЕРСИТЕТА

Выпуск 41

Алчевск
2013

МИНИСТЕРСТВО ОБРАЗОВАНИЯ И НАУКИ УКРАИНЫ

Сборник научных трудов Донбасского государственного технического университета

Выпуск 41

Алчевск
2013

УДК 622(06) + 669(06) + 69(06) + 621.3 + 621.37
ББК Ия 54 + КЗя54 + Ня 54
С 41

Постановлением президиума ВАК Украины от 9 июня 1999 г. № 1-05/7
сборник научных трудов включен в перечень № 1 научных специализированных
изданий Украины в области технических наук
Свидетельство Госкомтелерадио Украины о регистрации
серия КВ № 10807 от 27.12.2005
Постановлением президиума ВАК Украины от 14 октября 2009 г. № 1-05/4
сборник прошел перерегистрацию
Рекомендовано ученым советом и редакционной коллегией ДонГТУ
(Протокол № 9 от 26.11.2013)

Главный редактор
Антощенко Н. И. – д.т.н.
Редакционная коллегия:
С. В. Семирягин – зам. гл. ред., к.т.н.,
Н. Н. Заблодский – д.т.н.,
С. Н. Петрушов – д.т.н.,
А. Н. Смирнов – д.т.н.,
А. М. Новохатский – д.т.н.,
Г. Г. Литвинский – д.т.н.,
Тадеуш Майхерчик – проф. (Польша),
А. Г. Протосеня – д.т.н. (Россия),
Р. А. Фрумкин – д.т.н.,
Г. В. Бабиюк – д.т.н.,
В. Н. Окалелов – д.т.н.,
Н. К. Клишин – д.т.н.,
А. Ф. Борзых – д.т.н.,
П. Н. Должиков – д.т.н.,
З. Л. Финкельштейн – д.т.н.,
В. Д. Лущик – д.т.н.,
С. В. Корнеев – д.т.н.,
В. А. Ульшин – д.т.н.,
Хельмут Вайс – проф. (Австрия),
А. И. Голоднов – д.т.н.,
А. Ю. Прокопов – д.т.н. (Россия),
Г. Я. Дрозд – д.т.н.,
В. Н. Ульяницкий – проф., к.т.н.,
Ю. Э. Паэранд – проф., к.т.н.,
С. А. Скомская – секретарь редакционной коллегии.

С 41 Сборник научных трудов Донбасского государственного технического университета. Вып. 41. – Алчевск : ДонГТУ, 2013. – 245 с.
ISSN 2077-1738

В сборнике помещены статьи, описывающие современные научные тенденции в разработке полезных ископаемых, металлургии, строительстве, электротехнике и радиотехнике.

Для научных сотрудников, аспирантов, студентов высших учебных заведений.

УДК 622(06) + 669(06) + 69(06) + 621.3 + 621.37
ББК Ия 54 + КЗя54 + Ня 54
© ДонГТУ, 2013
© дизайн обложки И. Н. Косик, 2013
Адрес электронной почты: info@dmmi.edu.ua

ISSN 2077-1738

РАЗРАБОТКА ПОЛЕЗНЫХ ИСКОПАЕМЫХ

УДК 622.28.042.4: 622.281.5: 622.283.5: 622.23.056

д.т.н. Литвинский Г. Г.,
к.т.н. Фесенко Э. В.
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)

ИССЛЕДОВАНИЕ ПАРАМЕТРОВ РАМНОЙ КРЕПИ ИЗ КОРОБЧАТОГО ПРОФИЛЯ

Исследована зависимость несущей способности крепи от условий ее нагружения и взаимодействия с массивом и даны рекомендации по расчету крепи с учетом коэффициентов условий работы. Разработана методика определения предельных нагрузок на элементы крепи по потере общей устойчивости. Дан метод расчета эффективности использования металлопроката с учетом сопротивления узлов податливости и параметров коробчатого профиля для рамной податливой крепи.

Ключевые слова: *коробчатый профиль, рамная крепь, податливая крепь, несущая способность, расчет устойчивости, эффективность.*

Одним из направлений повышения эффективности горнопроходческих работ является совершенствование технологии крепления выработок, разработка и использование новых конструкций крепей, снижение стоимости и трудоемкости их возведения.

Большинство подготовительных выработок шахт Украины (свыше 90%) закреплено стальной рамной крепью из специального взаимозаменяемого профиля СВП. В среднем расходуется около 300-350 т металлопроката на каждый километр выработки. При этом возведение крепи, как правило, производят вручную, что при значительных размерах выработки (более 11-12 м^2) весьма трудоемко, поскольку масса элемента крепи (верхняка), который необходимо смонтировать на высоте 3,5-4 м может достигать 160-180 кг.

Согласно действующему нормативному документу [1] выбор параметров рамной арочной крепи производится исходя из ее паспортной несущей способности. Считают, что до исчерпания податливости несущая способность крепи зависит только от сопротивления установленных на ней узлов податливости, после чего крепь обязательно переходит в жесткий режим работы, когда ее несущая способность зависит от типоразмера спецпрофиля СВП, из которого она изготовлена.

Такой подход при расчете параметров крепей часто приводит к существенным ошибкам, поскольку оказывается неучтенным ряд важных влияющих факторов: наличие забутовки и ее качество, условия контакта крепи с массивом горных пород, характер приложенной нагрузки, особенности установки и работы узлов податливости. Последние нередко могут ослабевать и разрушаться до перехода крепи в жесткий режим работы, или наоборот, - обладать излишним сопротивлением, что приводит к разрушению крепи от изгибающих моментов до ее вступления в податливую стадию работы [2]. Это значит, что во многих случаях крепь не переходит последовательно «номинальные» стадии своей работы – упругую, податливую, жесткую и работает ниже своей паспортной несущей способности.

В связи с этим особую актуальность приобретает проблема надёжного и научно обоснованного определения несущей способности, а также совершенствования конструкции рамных крепей горных выработок с целью повышения ее работоспособности, экономии металлопроката, снижения трудоемкости возведения.

В работах [3, 4] выполнен анализ существующих серийных профилей металлопроката и доказано, что наиболее технологичным и эффективным для рамной крепи

является замкнутый тонкостенный профиль квадратного очертания, прочность которого при изгибе со сжатием выше, чем у стандартных спецпрофилей типа СВП того же сечения в 1,5 – 2 раза, а при кручении – в 16 – 27 раз.

Поэтому необходимо отказаться от конструктивно и экономически неэффективного спецпрофиля СВП, который в настоящее время доминирует в горной промышленности, и заменить его коробчатым профилем квадратной формы для рамных податливых крепей горных выработок.

Но для обоснованного выбора параметров рамной крепи горных выработок из коробчатого профиля необходимо разработать соответствующую методику расчетов.

Цель исследований состоит в изучении особенностей потери устойчивости несущих элементов рамной крепи горных выработок, в том числе из квадратного тонкостенного профиля металлопроката. ***Объектом*** исследований является рамная стальная крепь, а ***предмет исследований*** – параметры этой крепи с учетом взаимодействия с массивом горных пород и типа профиля, используемого для ее изготовления. ***Задачей исследований*** является обоснование метода расчета параметров рамных податливых крепей из коробчатого профиля.

Основная идея исследований состоит в обосновании выбора параметров рамных крепей горных выработок из коробчатого профиля на основе расчета несущей способности сжатого несущего элемента такой крепи по критерию потери его общей устойчивости.

Ранее нами выполнены исследования по определению предельной несущей способности рамной арочной крепи в зависимости от распределения и величины действующей нагрузки, параметров забутовки закрепного пространства и контактных условий её взаимодействия с массивом [5]. Расчеты выполнены с использованием метода конечных элементов с помощью программы Лира. Особенностью этих расчетов является учет взаимодействия крепи с окружающим массивом в виде так называемого пассивного (реактивного) отпора пород, для моделирования которого использовали нелинейные конечные элементы (КЭ 264) в виде односторонней упругой связи заданной жёсткости R с массивом. Расчетные схемы крепи представлены на рисунке 1. Первая расчетная схема (рис. 1, а) соответствует случаю, когда, по данным шахтных наблюдений [6] пустоты закрепного пространства достигают 40-60 см и более. Отсутствие забутовки приводит к воздействию на крепь сосредоточенных сил, поскольку смещающиеся под действием горного давления породы вступают в контакт с крепью на точечных или локальных участках контура.

Качественная забутовка или тампонаж обеспечивают равномерную по периметру нагрузку на раму (рис. 1, в), в идеале – равномерно распределенную.

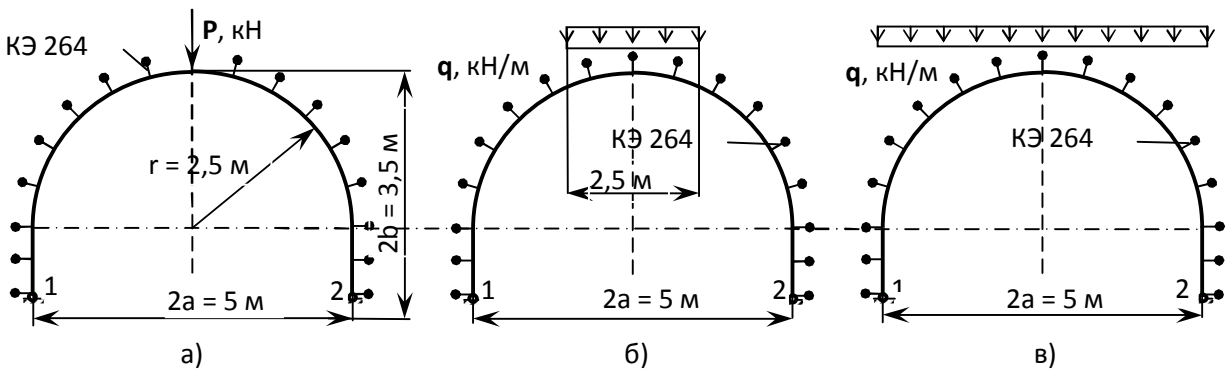


Рисунок 1 – Расчетные схемы арочной крепи при различном внешнем нагружении

Если вокруг крепи некачественная или «рыхлая» забутовка, то нагрузку на крепь нельзя считать сосредоточенной, однако она не распределена по всему периметру крепи, а действует лишь на части контура (рис. 1, б).

Рамная крепь принята стандартного типа в виде двухшарнирной циркульной арки, у которой нижние узлы 1,2 стоек опираются на почву выработки как неподвижные шарниры. Жесткость забутовки задаем коэффициентом постели *c*, МПа/м. При этом для расчетной схемы рис. 1а принято $c < 25$ МПа/м, при неплотной забутовке (схема рис. 1б) $c = 25…100$ МПа/м, а при плотной качественной забутовке (схема рис. 1в) $c > 100$ МПа/м.

Сопротивление серийного узла податливости типа ЗПК, ЗСД принято постоянным и равным $N_к = 120$ кН.

Как показали расчеты, проведенные с помощью пакета Лира, несущая способность крепи зависит от жесткости забутовки, характера внешней нагрузки и сопротивления узлов податливости. В связи с этим нормативную несущую способность $P_н$ [1] нельзя непосредственно использовать при выборе параметров крепи, а необходимо изменить с учетом условий ее работы для получения расчетного значения P_p путем использования предложенного нами коэффициента условий работы крепи k_y:

$$P_p = P_н \cdot k_y, \qquad (1)$$

который определяется выражением:

$$k_y = k_{y1} \cdot k_{y2}, \qquad (2)$$

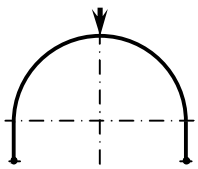
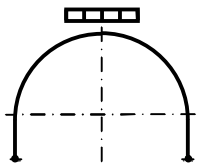
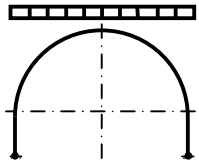
где k_{y1} – коэффициент, зависящий от жесткости забутовки и характера действующей нагрузки;

k_{y2} – коэффициент, зависящий от сопротивления узлов податливости.

Коэффициент условий работы k_y показывает, во сколько раз расчетная несущая способность крепи P_p отличается от нормативного значения $P_н$, заданного в [1].

Выполненные исследования позволили определить коэффициенты условий работы k_y рамной арочной крепи (табл. 1) в зависимости от стадии работы (податливая, жесткая), характера действующей нагрузки (сосредоточенная, распределенная), сопротивления узлов податливости.

Таблица 1 – Коэффициенты условий работы крепи k_y для различных расчетных схем

Схема								
Забутовка	отсутствует или выполнена на локальном участке контура							
	min				max			
Режим	П		Ж		П		Ж	
Узел	л		л		л		л	
k_y	**0,13**		**0,08**		**0,3**		**0,2**	
Схема								
Забутовка	неплотная по всему контуру							
	min				max			
Режим	П			Ж	П			Ж
Узел	1	2	3	л	1	2	3	л
k_y	**0,8**	**1,0**	**1,15**	**0,7**	**0,8**	**1,0**	**1,55**	**0,95**
Схема								
Забутовка	плотная или тампонаж							
	min				max			
Режим	П			Ж	П			Ж
Узел	1	2	3	л	1	2	3	л
k_y	**0,8**	**1,0**	**3,2**	**2,0**	**0,8**	**1,0**	**3,4**	**2,1**

Примечание. 1 – крепь с узлом податливости АП3.030, 2 – с узлом податливости ЗПК или ЗСД, 3 – с узлом податливости оптимального сопротивления N_o, л – узел податливости любой конструкции; режимы работы крепи: П – податливый, Ж – жесткий.

Определим несущую способность рамной арочной крепи из условия потери общей устойчивости несущего профиля, используя выражение [7]:

$$[P] = R_y \cdot A \cdot \varphi, \qquad (3)$$

где R_y – расчетное сопротивление стали, взятое по пределу текучести, МПа (R_y = 240 МПа);

A – площадь поперечного сечения профиля, см^2;

φ – коэффициент продольного изгиба, зависящий от гибкости элемента λ и определяемый в соответствии со СНиП II-23-81* Стальные конструкции [8].

Рассмотрим потерю устойчивости элемента крепи, имеющего длину, равную половине периметра рамы. При этом за его расчетную длину l_{ef} при определении гибкости λ принято расстояние от свода крепи до места опирания стойки на почву (рис. 2).

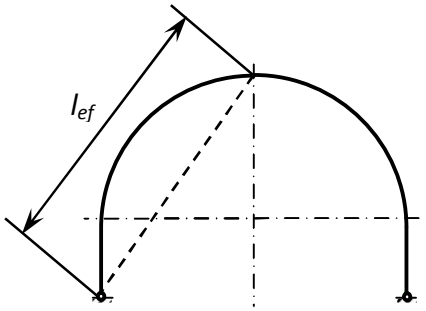


Рисунок 2 – Схема к определению расчетной длины элемента крепи l_{ef}

Считаем, что элемент находится под действием центральных сил сжатия, действующих вдоль его оси. Считаем, что изгибающий момент в плоскости рамы компенсируется усилиями со стороны расклинки и забутовки закрепного пространства и поэтому потерю устойчивости элемента в этой плоскости можно не учитывать. Как идеализацию примем, что наиболее опасной является потеря устойчивости из плоскости рамы, при этом соблюдается равенство нулю изгибающих моментов, действующих в этой плоскости. Такая расчетная схема соответствует наличию вокруг установленной крепи плотной забутовки или тампонажа закрепного пространства, когда изгибающие моменты в крепи малы по сравнению с продольными сжимающими усилиями. Принятые допущения в расчетной схеме идут в запас прочности крепи, величину которого можно оценить при более точной расчетной схеме.

Поэтому потеря общей устойчивости крепи из-за наличия пассивного отпора пород происходит в плоскости перпендикулярной плоскости самой рамы, что учтено в расчете использованием моментов инерции несущего профиля относительно соответствующей оси. Такой вид потери устойчивости рамной крепи часто наблюдается на практике в горных выработках при интенсивном проявлении горного давления. Особенно реальна такая расчетная схема для рамной крепи трапециевидного или прямоугольного очертания, когда расчетная длина элемента равна длине стойки крепи.

Расчет несущей способности $[P]$ выполнен для выработок с типовыми размерами поперечного сечения арочной формы, а результаты представлены в таблице 2. Здесь определена допустимая нагрузка на половину рамы крепи *[F]*, а для расчета несущей способности $[P]$ всей рамы, исходя из условия симметрии, необходимо *[F]* увеличить в два раза. В последнем столбце показано отношение сопротивления замка податливости крепи *[N]* к рассчитанной допустимой нагрузке *[F]*, выраженное в процентах. Значение *[N]* для каждого типа СВП взято из [1].

Допустимая нагрузка *[F]* во всех расчетах оказалось выше сопротивления узлов податливости *[N]*. Это значит, что несущая способность крепи для данной расчетной схемы всегда лимитируется сопротивлением установленных на ней узлов податливости, а отношение [N] / [P] показывает, насколько эффективно используется материал крепи в конструкции и его можно назвать коэффициентом эффективности ис-

пользования материала в крепи ($K_э$ = [N] / [P]*100%).

Как видно из таблицы 2, при установке рамной арочной крепи из СВП в выработке с плотной забутовкой закрепного пространства или его тампонажем, эффективность использования металлопроката в среднем составляет около 25 %, т.е. всего ¼ массы рамы крепи. Причиной этого является весьма низкое сопротивление серийных узлов податливости, используемых в настоящее время в рамных арочных крепях из СВП. И это несмотря на то, что в расчетной схеме занижено (с целью запаса по устойчивости) допустимая нагрузка по потере устойчивости стойки крепи. Кроме того, применение серийных узлов податливости делает нецелесообразным переход на более качественные стали при изготовлении проката крепи.

Повышение сопротивления узлов податливости до оптимального уровня позволит повысить эффективность использования металлопроката в рамных крепях горных выработок в 3-4 раза или во столько же увеличить их несущую способность. Используя предложенный подход, выполним расчет и подбор коробчатых профилей квадратного сечения для тех же выработок. При этом принимаем, что необходимая несущая способность рамы для всех сечений составляет $[P] \approx 300$ кН, а сопротивление узла податливости для профиля коробчатой формы находится в пределах $[N] = 0{,}7\ldots0{,}8\ [P]$. Конструкции узлов податливости для рамной крепи из коробчатого профиля с подобными характеристиками разработаны на кафедре «Строительные геотехнологии» ДонГТУ. Новый узел податливости для коробчатого профиля использует идею вдавливания одного профиля внутрь другого, при этом сопротивление узла обусловлено усилиями трения между стенками взаимодействующих профилей, что обеспечивает уровень несущей способности узла вплоть до прочности сечения профиля на сжатие (поданы заявки на патент).

Результаты расчетов представлены в таблице 3.

Таблица 2 – Расчет допустимой нагрузки на рамную крепь из СВП по потере общей устойчивости несущего элемента

Площадь сечения выработки до осадки S, м^2	Расчетная длина стойки l_{ef}, м	Тип СВП	Площадь сечения СВП A, см^2	Момент инерции I_y, см^4	Гибкость элемента λ	Коэффициент продольного изгиба φ	**Допустимая нагрузка на стойку [F], кН**	Сопротивление узла податливости [N], кН	$K_э$ = **[N]/[F],** %
6,4	3,06	14	18,70	282,3	79	0,69	**310**	75	24
6,4	3,06	17	21,73	382,3	73	0.73	**381**	90	24
7,3	3,21	17	21,73	382,3	76	0,71	**370**	90	24
7,3	3,21	19	24,44	464,0	74	0,73	**428**	100	23
8,5	3,50	19	24,44	464,0	80	0,69	**405**	100	25
8,5	3,50	22	27,91	566,3	78	0,70	**469**	110	23
10,4	3,76	22	27,91	566,3	84	0.66	**442**	110	25
12,8	4,18	27	34,37	731,5	91	0.61	**503**	125	25
14,5	4,40	27	34,37	731,5	95	0.58	**478**	125	26
14,5	4,40	33	42,53	1218	82	0,67	**684**	155	23
17,3	4,81	27	34,37	731,5	104	0,51	**421**	125	30
17,3	4,81	33	42,53	1218	90	0,61	**623**	155	25

Таблица 3 – Расчет параметров выработок с рамной крепью из коробчатого профиля проката

Площадь сечения выработки до осадки S, м^2	Расчетная длина стойки l_{ef}, м	Типоразмер коробчатого профиля	Площадь сечения профиля A, см^2	Момент инерции I_y, см^4	Гибкость элемента λ	Коэффициент продольного изгиба φ	**Допустимая нагрузка на стойку [F], кН**	**Несущая способность крепи [P], кН**	$\mathbf{A_{СВП}/A_{КП}}$
6,4	3,06	90x90x4	13,35	161,8	88	0,63	**203**	**325**	**1,63**
7,3	3,21	90x90x4	13,35	161,8	92	0,61	**196**	**313**	**1,63**
8,5	3,50	90x90x4,5	14,87	177,8	101	0,56	**200**	**320**	**1,88**
10,4	3,76	90x90x4,5	14,87	177,8	109	0,52	**185**	**296**	**1,88**
12,8	4,18	100x100x4,5	16,67	247,5	108	0,52	**208**	**333**	**2,06**
14,5	4,40	100x100x4,5	16,67	247,5	114	0,49	**197**	**314**	**2,55**
17,3	4,81	100x100x5	18,36	270,9	125	0,44	**193**	**308**	**2,32**

Эффективность использования коробчатого профиля показана в последней колонке таблицы 3 в виде отношения площади поперечного сечения спецпрофиля СВП $\mathbf{A_{СВП}}$, рекомендуемого для данного поперечного сечения выработки, к площади подобранного для этого же сечения коробчатого профиля $\mathbf{A_{КП}}$. Полученное отношение показывает, во сколько раз масса крепи из СВП больше массы такой же крепи из коробчатого профиля. При этом необходимо учесть, что несущая способность рамной крепи из коробчатого профиля для всех типовых сечений выработок постоянна ($[P] \approx 300$ кН), тогда как в крепях из СВП она много меньше и только для самых больших сечений (15-18 м^2) достигает 310 кН [1].

Выводы

Предложенный коэффициент условий работы крепи k_y позволяет учитывать конкретные условия контактного взаимодействия крепи с массивом путем корректировки нормативного значения несущей способности (табл. 1) при расчете параметров рамных податливых крепей горных выработок.

Результатами численного анализа работы рамной крепи в различных условиях взаимодействия с массивом показано, что отступления от технических условий возведения крепи (неровный контур, пустоты закрепного пространства, неплотная забутовка и др.) создают сосредоточенные нагрузки и снижают несущую способность крепи в 3-10 раз.

Низкое сопротивление серийных узлов податливости рамных крепей из СВП приводит к неэффективному использованию металлопроката (в среднем около 25%) при установке крепи с плотной качественной забутовкой закрепного пространства или его тампонажем.

Повышение сопротивления узлов податливости до оптимального уровня позволит в 3-4 раза увеличить несущую способность крепи в податливом режиме.

Коробчатый профиль проката для рамных податливых крепей позволит существенно (в 1,6…2,5 раза) снизить потребле-

ние стального проката или обеспечить высокую несущую способность рамы.

Задачами дальнейших исследований являются разработка методик расчета оптимальных параметров рамной крепи из коробчатого профиля для различных горно-геологических и горнотехнических условий, создание новых комбинированных конструкций рамных и анкерных крепей.

Библиографический список

1. СОУ 10.1.00185790.011:2007. Підготовчі виробки на пологих пластах. Вибір кріплення, способів і засобів охорони. — Прийнято та надано чинності: наказ Мінвуглепрому України від 09.01.07 № 494. — К.: Мінвуглепром України, 2007. — 113 с.

2. Литвинский Г.Г. Исследование предельных состояний рамной крепи / Г.Г. Литвинский, Э.В. Фесенко // Науковий вісник НГУ. – Дніпропетровськ, 2013. – №3. – С. 26 – 33.

3. Литвинский Г.Г. Исследование эффективности прокатных профилей для рамной крепи горных выработок / Г.Г. Литвинский, Э.В. Фесенко // Уголь Украины. – 2012. – №11. – С. 11 – 14.

4. Литвинский Г.Г. Оптимальный прокатный профиль для рамной крепи / Г.Г. Литвинский, Э.В. Фесенко // Вісті Донецького гірничого інституту. – Донецьк: ДВНЗ «ДонНТУ», 2013. – Вып. 1(32). – С. 198 – 203.

5. Литвинский Г.Г. Обоснование выбора предельной несущей способности рамной арочной крепи / Г.Г. Литвинский, Э.В. Фесенко // Уголь Украины. – 2013. – №4. – С. 3 – 7.

6. Бабиюк Г.В. Управление надежностью горных выработок: монография. – Донецк: Світ книги, 2012. – 420 с.

7. Маилян Р.Л. Строительные конструкции: учебное пособие / Р.Л. Маилян, Д.Р. Маилян, Ю.А. Веселев // Изд. 2-е. – Ростов н/Д: Феникс, 2005. – 880 с.

8. СП 16.13330.2011 Стальные конструкции. Актуализированная редакция СНиП II-23-81. – М. 2011. – 172 с.*

Рекомендована к печати д.т.н., проф. Бабиюком Г. В.

Статья поступила в редакцию 30.10.13.

д.т.н. Литвинський Г. Г., к.т.н. Фесенко Е. В. *(ДонДТУ, м. Алчевськ, Україна)*

ДОСЛІДЖЕННЯ ПАРАМЕТРІВ РАМНОГО КРІПЛЕННЯ З КОРОБЧАСТОГО ПРОФІЛЮ

Досліджено залежність несучої спроможності кріплення від умов його навантаження та взаємодії з масивом і надані рекомендації по розрахунку кріплення з урахуванням коефіцієнтів умов роботи. Розроблено методику визначення граничних навантажень на елементи кріплення при втраті загальної стійкості та розрахунку ефективності використання металопрокату з урахуванням опору вузлів піддатливості. Виконано розрахунок параметрів коробчастого профілю для рамного піддатливого кріплення.

Ключові слова: *коробчастий профіль, рамне кріплення, піддатливе кріплення, несуча спроможність, втрата стійкості.*

Litvinsky G. G., Fesenko E. V. *(DonSTU, Alchevsk, Ukraine)*

RESERCH OF FRAME SUPPORTS CHARACTERISTICS FROM BOX SECTION ELEMENTS

The interaction's dependences of the bearing capacity with the loading conditions of the roof supports researched. The recommendations for the calculation of roof support with the service factors are gave. The method of determination of the limit loads on the roof support elements for the loss of

overall stability is worked-out. Method of determining the efficiency of roof support was designed with the resistance of yielding unit. The calculation of the parameters for the box section frame yielding support is executed.

***Key words**: box section, frame support, yielding support, bearing capacity, the loss of stability, calculation of stability, efficiency.*

УДК 622.26.001:622.03

д.т.н. Окалелов В. Н.
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)

ОПТИМИЗАЦИЯ СЕТИ ГОРНЫХ ВЫРАБОТОК УГОЛЬНЫХ ШАХТ В СЛОЖНЫХ УСЛОВИЯХ РАЗРАБОТКИ УГОЛЬНЫХ ПЛАСТОВ

Приведен опыт применения методики функционально-структурной оптимизации сетей горных выработок в сложных горно-геологических условиях залегания угольных пластов.

***Ключевые слова**: сеть горных выработок, функционально-структурное проектирование.*

Оптимизация сети горных выработок угольных шахт является весьма важной научно-технической задачей, успешное решение которой позволяет существенно (до 30%) сократить суммарную протяженность поддерживаемых выработок и сэкономить тем самым значительные финансовые ресурсы, расходуемые на обеспечение функционирования шахт.

До настоящего времени основным методом решения данной задачи было технико-экономическое сравнение вариантов систем разработки, схем подготовки и вскрытия шахтных полей [1]. Не останавливаясь на детальном анализе сущности данного метода следует отметить, что основной его недостаток связан с невозможностью гарантированного нахождения наилучшего варианта из всех возможных [2]. В работе [2] было предложено решать эту проблему с помощью морфологического анализа и процедуры Парето. При этом обеспечивалось нахождение подмножества Парето - оптимальных вариантов технологических схем шахты, из которых в дальнейшем уже с помощью метода технико-экономического сравнения выбирается оптимальный вариант.

Такой методический подход позволял уже более обоснованно подходить к формированию исходного перечня вариантов и формировать из него конкурентоспособные. Однако при этом остались не решенными вопросы оценки функционально-структурной организованности технической системы, наличие в ней дублирующих друг друга элементов, что в конечном счете приводило к проектированию сетей горных выработок, содержащих избыточные функции и элементы.

С целью устранения отмеченных недостатков была предложена методика оптимизации сетей горных выработок на основе их функционально-структурного анализа [3]. Для проверки ее эффективности была решена задача обоснования оптимальной сети горных выработок для условий сближенных пластов l_3 и l_4 северного крыла блока № 1 ш. Комсомолец Донбасса, залегающих в весьма сложных горно-геологических условиях.

На восточной границе крыла угол падения пластов составляет 7 град., а на западной – 30 град. Пласты сближенные. Расстояние между ними по нормали 39 м. Природная относительная метаноносность пл. l_3 составляет $26 \div 40{,}5$, а пл. l_4 - 28-42 м^3/т.с.б.м., пласт l_3 опасен по внезапным выбросам. Размер участка по падению пл. l_3 изменяется от 2200 м у восточной границы до 900 м – у западной. По пл. l_4 эти размеры составляют соответственно 1800 и 800 м.

По проекту Донгипрошахта отработка данного участка предусматривалась по столбовой системе лавами по простиранию и этажной подготовке. Для этого предлагалось провести диагональный уклон и два ходка в центре участка по пл. l_3 и вскрыть пл. l_4 этажными квершлагами. Уголь с уклона предлагалось выдавать на северный полевой откаточный штрек гор. 418 м. У нижней границы блока на гор. 628 м предусматривалось проведение трех штреков: северного полевого конвейерного, северного полевого воздухоподающего

и северного полевого вентиляционного. У верхней границы предусматривалось проведение параллельного полевого откаточного штрека гор. 418 м.

Проветривание предусматривалось с нисходящим движением струи как в лавах, так и следующих за ними наклонных воздухоотводящих выработках с углом падения более 10^{o}, что не соответствовало требованиям ПБ.

В связи с изложенным на шахте предлагался вариант отработки этого участка, предусматривающий проведение до места заложения уклона одного северного параллельного полевого откаточного штрека гор. 418 м, предназначаемого для подачи свежей струи воздуха и откатки угля. Уклоны и ходки предлагалось проводить в междупластье в 5 м от кровли пл. l_3. Движение воздушной струи в лавах - восходящее с выдачей исходящей по вентиляционным этажным штрекам на фланговую наклонную выработку, пройденную по пласту l_4 или l_3 на восточной границе участка рядом с последним выемочным столбом, отработанным лавой по восстанию. По этой фланговой выработке исходящая струя воздуха должна была направляться на северный полевой вентиляционный штрек гор. 628 м.

При таком варианте подготовки пластов оставался открытым вопрос отведения исходящей струи воздуха из лав противоположного крыла оцениваемого участка и обеспечение безремонтного поддержания вентиляционных выработок. Поскольку и проектный, и шахтный вариант содержали существенные недостатки, то была выполнена предпроектная проработка возможных вариантов СГВ с использованием структурно-функциональной и функционально-структурной методик оптимизации.

Первоначально по методике [3] была составлена структурно-функциональная модель сети горных выработок, примыкающих к оцениваемому участку, для чего был построен граф соединений горных выработок (рис. 1) и матрица их функциональной загруженности (табл. 1), учитывающие их состояние и протяженность на момент разработки проектных решений. Расшифровка символов функций приведена в работе [3].

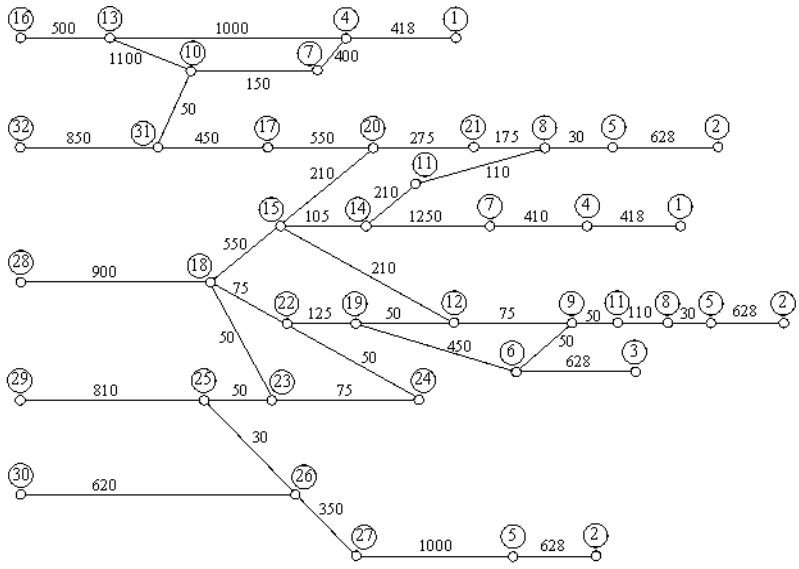


Рисунок 1 – Граф последовательности соединения сети горных выработок северного блока ш. Комсомолец Донбасса

Таблица 1 – Матрица функциональной загруженности горных выработок

Цифровой код выработки	Функции									
	F_{33}	F_{34}	F_{35}	f_{311}	f_{312}	f_{361}	f_{362}	f_{371}	f_{373}	f_{392}
1, 4		+	+		+			0,36		
4, 13, 16		+	+	+				0,21		
7, 10, 13	0	+	+		+	+		0,23		
31, 32						+			0,29	
10, 31, 17						+			0,28	
17, 20						+			0,28	
20, 21									0,32	
21, 8, 5									0,32	
7, 14, 15,12	0,4	+		+				0,02		
12, 19,22 24		+	+	+				0,16		
19, 6		+	+	+				0,35		
14, 15, 12	0,4	+		+				0,02		
12, 9, 11,8, 5	0,4							0,35		
15, 18, 23					+				0,17	
5, 27	0,55								0,11	
27, 26	0,15								0,11	
22, 18, 28					+				0,02	
24, 23, 25, 29		+	+	+				0,30		
26, 30	0,15				+	+			0,22	
2, 5	0,6						+		0,84	
3, 6		+	+	+				0,9		+

В табл. 1 представлены значения критериев загруженности выработок функциями F_{33}, f_{371} и f_{373}, оказывающих наиболее существенное влияние на эффективность отработки анализируемого участка. Критерий состояния выработок не учитывался, поскольку его величина для большинства выработок была равна единице или близка к ней. Матрица стыковочных узлов не составлялась ввиду того, что рассматривалась лишь часть СГВ, которая достаточно просто была отражена на графе с указанием расстояний между стыковочными узлами.

Анализ графа и матрицы позволил выделить параллельные ветви выработок, примыкающих к анализируемому участку. На гор. 418 м это ветви 1, 4, 13, 16; 1, 4, 7, 10, 13, 16 и 1, 4, 7, 10, 31, 32. На гор. 628 м: 18, 28; 18, 23, 25, 29; 26, 30.

Анализ их функций показал, что выработки, входящие в ветви 1, 4, 13, 16 и 1, 4, 7, 10, 13, 16, дублируют подачу свежей струи воздуха, а ветви 18, 28 и 26, 30 дублируют отведение исходящей струи воздуха гор. 628 м. Кроме того, выработки ветви 2, 5, 20, 17, 31, 32 также предназначены для отведения исходящей струи воздуха из лав, отрабатывающих северное крыло пл. l_4.

Имеется дублирование и функции транспорта горной массы на гор. 418 м выработками ветвей 13, 10, 7, 14, 15, 12, 9, 11, 8, 5 и 16, 13, 10, 7, 14, 15, 12, 9, 11, 8, 5. Дублирующая эту же функцию ветвь выработок 30, 26, 27, 52 расположена и на гор. 628 м.

Наличие дублирующих ветвей позволило поставить вопрос о целесообразности их одновременного использования при подготовке анализируемого участка. Сложившаяся сеть горных выработок по пл. l_3 и l_4 предусматривала обеспечение транспорта горной массы на двух горизонтах одновременно с проветриванием выемочных столбов по нисходящей схеме. Это позволяло расширить возможности одно-

временной работы лав на двух горизонтах с их обособленным проветриванием и транспортом горной массы и потому, было оправданным. Однако при отработке северного крыла по предложенному базовому проектному варианту эти преимущества уже приводят к нарушению требований ПБ при проветривании лав. Кроме того, предложенная в проекте схема транспорта горной массы ведет к значительному перепробегу груза, а транспорт угля на гор. 418 м с помощью электровозной откатки менее производителен по сравнению с конвейерным на гор. 628 м. В этой связи возникла необходимость проверки целесообразности применения панельной подготовки участка с его отработкой по бремсберговой схеме. При этом транспорт горной массы от панельного бремсберга к главному стволу, можно осуществлять по выработкам ветви 30, 26, 27, 5, 2, которые фактически загружены выполнением данной функции от 15 до 60%. Проветривание лав предполагалось выполнять при этом по восходящей схеме с выдачей исходящей струи на гор. 418 м.

Поэтому была поставлена под сомнение целесообразность дальнейшего проведения северного полевого вентиляционного штрека гор. 628, который входит в ветвь 22, 18, 28 и загружен функцией отведения исходящей струи всего на 2%. Кроме того, исчезла и необходимость использования одного из магистральных откаточных штреков на гор. 418 м, так как транспорт горной массы к главному стволу можно осуществлять по выработкам гор. 628 м. В связи с этим признано целесообразным не проводить северный параллельный откаточный штрек гор. 418 до места заложения панельного бремсберга, а ограничиться проведением северного полевого откаточного штрека и использовать его в качестве вентиляционного для отведения исходящей струи из лав панели. Этот штрек загружен функцией проветривания всего на 28%, а функция "транспорт горной массы" на момент анализа не осуществлялась. Исходящую струю из штрека предложено было направлять по ветви 10, 31, 17, 20, 21, 8, 5, выработки которой загружены функцией проветривания не более, чем на 32%.

Из изложенного видно, что все решения, рекомендованные на стадии анализа СФМ, позволили сразу достигнуть существенного упрощения СГВ за счет отказа от дальнейшего проведения двух полевых штреков. Однако остался не решенным вопрос о выборе наилучшего варианта топологии панельных выработок.

Поэтому в дальнейшем по методике, изложенной в работе [4] был осуществлен перебор вариантов с различным заложением панельных бремсбергов и ходков, уклонов и ходков, главных штреков и групповых штреков. В итоге было сформировано 10-технически осуществимых вариантов сетей панельных выработок.

Для выбора предпочтительных из них были построены их функционально-структурные модели реализации функции F_{21} (подготовка шахтного поля). Пример такой модели для 1-го варианта представлен в табл. 2. В ней указаны подготавливающие выработки, определяющие способ и схему подготовки пластов l_3 и l_4. Знаком "+" отмечены выполняемые этими выработками функции, а знаком "$\oplus$" - функции, которые может потенциально выполнять горная выработка. Для каждой из построенных моделей рассчитаны критерии совмещения функций (k_{cF}), их широты ($k_{шF}$) и концентрации (k_N). Результаты расчетов представлены в табл. 3.

С помощью процедуры Парето из 10-и вариантов было отобрано лишь два предпочтительных.

По аналогичной методике были сконструированы и оценены варианты СГВ, определяющие систему разработки угольных пластов (функция F_{22}).

В результате из 20-и возможных вариантов для дальнейшего анализа отобрано 3, различающихся тем, что в одних предусмотрено деление яруса на подъярусы, в других такого деления нет, а также местом заложения участковых бремсбергов, ходков и квершлагов.

Таблица 2 – Функционально-структурная модель реализации функции F_{21} по варианту 1

Выработки	Функции							
	F_2			F_3				
	F_{21}		F_{22}	F_{31}	F_{32}	F_{33}	F_{35}	
	f_{212}	f_{213}	f_{221}			f_{331}	f_{351}	f_{352}
1. Уклон	+	+	+		+	+		+
2. Людской ходок	+	+	+	+			+	
3. Вспомогательный ходок	+	+	+			+	+	
4. Сев. параллельный отк. штрек гор. 418 м	+	+		+	+	+		+
5. Сев. полевой отк. штрек гор. 418 м	+	+		+	+	+	+	
6. Вентиляционный квершлаг l_3-l_4	+							+
7. Заезд со вспомогательного ходка на северный полевой откаточный штрек						+	+	
8. Заезд с людского ходка на пл. l_3				+			+	
9. Заезд со вспомогательного ходка на l_3						+	+	
10. Северный ярусный квершлаг	+			+				+
11. Южный ярусный квершлаг	+			+	+	+	+	+
12. Сбойка с l_3 на северный параллельный штрек гор. 418 м					+			
13. Вентиляционная сбойка для проветривания камер подъемных машин								+

Таблица 3 – Результаты расчетов критериев k_{cF}, k_{uF}, k_N

Вариант	Критерии		
	k_{cF}	k_{uF}	k_N
1	0,452	0,077	0,686
2	0,473	0,071	0,654
3	0,479	0,083	0,705
4	0,490	0,091	0,706
5	0,490	0,077	0,626
6	0,500	0,091	0,706
7	0,464	0,071	0,670
8	0,448	0,083	0,705
9	0,452	0,077	0,723
10	0,454	0,091	0,748

После этого было построено шесть совмещенных функционально-структурных моделей СГВ, объединяющих подготавливающие и подготовительные выработки. Их оценка по указанным выше критериям показала, что предпочтительными являются три варианта. Первый предусматривает проведение северного параллельного полевого откаточного штрека до середины панели, бремсберга и двух ходков в междупластье, ярусных квершлагов в центре панели, вентиляционного панельного квершлага гор. 418 м, столбовую систему разработки - "лава-ярус".

Второй и третий варианты предусматривают проведение северного параллельного и полевого откаточных штреков гор. 418 м, грузо-людского уклона и ходка, ярусных квершлагов, панельного вентиляционного квершлага. Система разработки во втором варианте столбовая с делением яруса на подъярусы, а в третьем – лава-ярус. В обоих случаях ярусные квершлаги закладываются в центре панели.

Указанные три варианта и были приняты для технико-экономического сравнения, в результате которого окончательно принят первый вариант. Его сравнение с базовым проектным показало, что удельные затраты снижаются на 81%, а по сравнению с шахтным - на 83%, что объясняется, прежде всего, снижением общего объема проведения магистральных штреков гор. 418 м и 682 м на 2250 м.

Таким образом, изложенный опыт использования методики функционально-структурного проектирования сетей горных выработок показал, что она позволяет находить оптимальные варианты развития СГВ среди большого их исходного числа без сложных предпроектных расчетов и обоснований.

Библиографический список

1. Шестаков В.А. Проектирование горных предприятий / В.А. Шестаков. – М.: МГГУ, 2003. – 795 с.

2. Бурчаков А.С. Выбор технологических схем угольных шахт / А.С. Бурчаков, В.А. Харченко, Л.А. Кафорин. – М.: Недра, 1975. – 274 с.

3. Окалелов В.Н. Функционально-стоимостное проектирование сети горных выработок / В.Н. Окалелов // Известия вузов. Горный журнал. – 1992. – № 2. – С.54-59.

4. Окалелов В.Н. Методика морфологического синтеза вариантов сетей горных выработок / В.Н. Окалелов // Уголь Украины. – 2007. – № 4. – С. 6-9.

Рекомендована к печати д.т.н., проф. Фрумкиным Р. А.

Статья поступила в редакцию 04.11.13.

д.т.н. Окалєлов В. М. (*ДонДТУ, м. Алчевськ, Україна)*

ОПТИМІЗАЦІЯ МЕРЕЖ ГІРНИЧИХ ВИРОБОК ВУГІЛЬНИХ ШАХТ У СКЛАДНИХ УМОВАХ РОЗРОБКИ ВУГІЛЬНИХ ПЛАСТІВ

Наведений досвід застосування методики функціонально-структурної оптимізації мереж гірничих виробок в складних гірничо-геологічних умовах залягання вугільних пластів.

***Ключові слова**: мережа гірничих виробок, функціонально-структурне проектування.*

Okalelov V. N. *(DonSTU, Alchevsk, Ukraine)*

OPTIMIZATION OF MINING WORKINGS SYSTEM IN THE COAL MINES, WHEN THE CONDITIONS OF COAL SEAM WORKING ARE DIFFICULT

The experience of application of the methodology of functional and structural optimization of mining workings system in difficult geological conditions of coal seam bedding.

***Key words**: mining workings system, functional and structural designing.*

УДК 622.257.1

д.т.н. Должиков П. Н.,
Фурдей П. Г.
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)

О ТЕХНИКО-ЭКОНОМИЧЕСКОЙ ЭФФЕКТИВНОСТИ ПРИМЕНЕНИЯ ШЛАКОГЛИНИСТЫХ СМЕСЕЙ ПРИ ЛИКВИДАЦИИ ГОРНЫХ ВЫРАБОТОК

В статье рассмотрено применение шлакоглинистых тампонажно-закладочных смесей при ликвидации наклонного ствола шахты, сделана оценка технико-экономической эффективности новой технологии.

Ключевые слова: *шлакоглинистые смеси, выработка, технология, ликвидация ствола, эффективность.*

Проблема и ее связь с научными и практическими задачами.

Для ликвидации аварийных горных выработок закрываемых шахт в настоящее время повсеместно принята технология комплексного метода тампонажа подземных пустот [1].

В комплексном методе тампонажа приняты различные технологические схемы нагнетания тампонажного раствора, которые определяются глубиной залегания выработки, мощностью и состоянием горных пород, состоянием кровли выработки [2]. Различаются четыре технологические схемы:

– нагнетание тампонажно-закладочного раствора через устье скважины в безнапорном и затем напорном режиме;

– подача тампонажно-закладочного раствора через буровой инструмент в безнапорном режиме;

– нагнетание раствора в напорном режиме через пакерующее устройство, устанавливаемое в зоне устойчивых пород;

– нагнетание раствора в выработку в напорном режиме через буровой инструмент и опрессовка зоны трещиноватости.

Первые две технологические схемы применяются, если горная выработка расположена на небольшой глубине, а состояние горных пород позволяет выполнить бурение скважин без обсадки трубами до вскрытия выработки. В случае устойчивости скважины раствор подается в выработку свободным наливом за счет гидродинамического давления столба. Если кровля выработки обрушена, то ее заполнение выполняется через буровой инструмент.

Третья и четвертая технологические схемы применяются в устойчивых породах и предусматривают постановку пакерующего устройства ДАУ-1М непосредственно перед вскрываемой горной выработкой, через которое производится нагнетание раствора. Также напорный режим подачи раствора можно реализовать через буровой инструмент с его поинтервальным подъемом. При этом на заключительной стадии нагнетания осуществляется опрессовка трещиноватых пород до нарастания заданного давления [3]. После нагнетания раствора в скважины и достижения величины расчетного остаточного давления на устье осуществляется выдержка в течение 12 часов до полного снятия давления на устье и твердения раствора.

Контроль качества тампонажно-закладочных работ предусматривает:

– входящий контроль свойств тампонажно-закладочной смеси;

– текущий контроль режимных и технологических параметров при нагнетании суспензий;

– заключительный скважинный контроль заполнения выработанного пространства.

Такой подход позволяет оценить качество, эффективность и надежность ликвидации подземных пустот. Поэтому важ-

нейшее значение имеет качественное приготовление тампонажно-закладочных смесей в поверхностном комплексе.

В последнее время для ликвидации выработок рекомендованы бесцементные шлакоглинистые смеси. Применительно к новым ресурсосберегающим тампонажно-закладочным смесям на базе шлаковых отходов разработана обобщенная технологическая схема приготовления и нагнетания шлакоглинистых смесей в подземные пустоты [4].

Цель работы – сделать оценку технико-экономической эффективности применения шлакоглинистых смесей при ликвидации горных выработок.

Изложение материала и его результаты. Рассмотрим применение шлакоглинистых смесей при ликвидации наклонной выработки на примере шахты «Комиссаровская».

Главный ствол шахты по пласту l_5 пройден под углами 15^o и 9^o сечением 7,5 м^2 и закреплен металлической арочной крепью. В связи с закрытием шахты в стволе крепь частично была снята и выработка местами пришла в аварийное состояние (обрушение кровли). Поэтому был принят проект ликвидации ствола методом тампонажа через скважины пробуренные с поверхности земли. Проектом предусматривалось бурение 6 закладочных и 9 тампонажных скважин диаметрами 112 и 93 мм соответственно. Глубина расположения скважин 5-34 м, расстояние между скважинами составляло 15 м, (рис. 1). В качестве тампонажного раствора проектом был предусмотрен глиноцементный состав. Объемы тампонажных работ по ликвидации главного ствола шахты «Комиссаровская» приведены в таблице 1.

На участке ликвидации ствола были проведены опытно-промышленные работы по применению шлакоглинистых суспензий. Поэтому в процессе производства работ глиноцементный раствор частично был заменен на шлакоглинистый. Опытно-промышленные работы показали высокую технологичность применения шлакоглинистого раствора (в объеме 20 тонн молотого шлака и 2 тонн глины).

Нагнетание суспензии осуществлялось через буровой инструмент, опущенный до кровли выработки. Смесь подавалась в скважины порционно не более 8 м^3.

Общий объем нагнетания раствора в ствол составил 494 м^3. После выполнения закачек по схеме «снизу – вверх» в скважинах устанавливался раствор с остаточным давлением на устье 0,2-0,3 МПа, что свидетельствовало о полном заполнении выработки.

Проектные объемы и расход материалов заполнения главного ствола шлакоглинистой суспензией приведены в таблице 2.

Как видно из приведенных таблиц, в случае полного применения шлакоглинистой суспензии для ликвидации выработки утилизация шлака составляла бы 110 тонн, а экономия цемента – 50 тонн.

Отличительной особенностью новых рецептур тампонажных смесей являются их простота, доступность и дешевизна. Впервые на основе шлаковых отходов разработаны бесцементные тампонажно-закладочные суспензии. С другой стороны, применением новых рецептур достигается решение экологических и социальных проблем для промышленных районов Луганщины, а также возможно обеспечить надежную ликвидацию подземных пустот, что позволяет избежать провалов поверхности и бесконтрольных выходов на поверхность подземных вод. Следовательно, выделяются основные преимущества применения новых рецептур шлакоглинистых суспензий:

– тампонаж и упрочнение породного массива;

– гарантированная ликвидация подземных пустот;

– управление геомеханическим поведением подработанной толщи пород;

– утилизация шлаковых отходов;

– рекультивация неоландшафта вблизи шлаковых отвалов;

– снижение социально-медицинских рисков в промышленно развитых регионах.

Остановимся на оценке технико-экономической эффективности результатов исследований. Анализ технологической схемы производства тампонажно-закладочных работ показывает, что она не претерпела изменений или усложнений. Наоборот, в ряде случаев возможна безнапорная закладка выработанного пространства, что позволяет снизить затраты электроэнергии. Также применяемое оборудование является серийным, доступным и простым в эксплуатации.

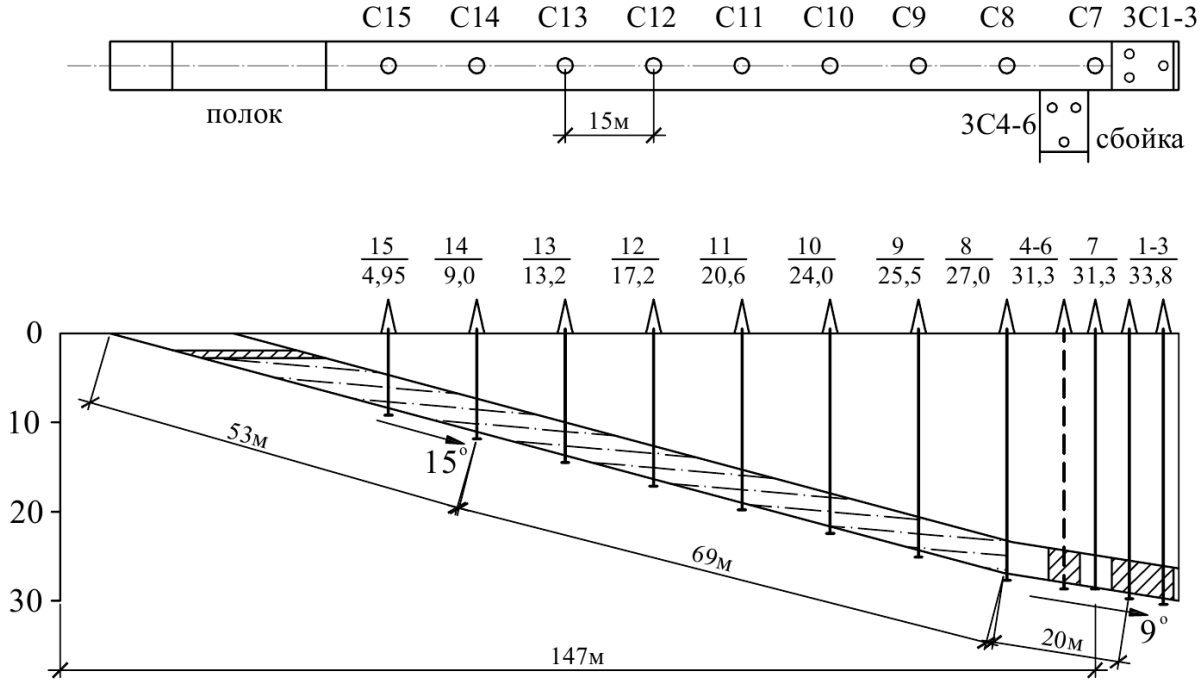


Рисунок 1 – Схема ликвидации главного ствола шахты «Комиссаровская» методом тампонажа

Таблица 1 – Объемы тампонажных работ по шахте «Комиссаровская»

Количество скважин, шт.	Объем закачки, м^3	Расход материалов, т			
		Цемент	Глина	Вода	Отсев
Закладка 6 Тампонаж 9	52 494	4,6 49,4	10,7 141,3	37,4 365,6	26 –
Всего 15	546	54,0	152,0	403,0	26

Таблица 2 – Проектные объемы ликвидации главного ствола шахты «Комиссаровская» шлако-глинистой смесью

Количество скважин шт.	Объем закачки, м^3	Расход материалов, т				
		Цемент	Шлак	Глина	Вода	Отсев
Закладка 6 Тампонаж 9	52 494	4,6 –	– 132	10,7 54,0	37,4 360,0	26 –
Всего 15	546	4,6	132	64,7	397,4	26

Применим метод сравнения базовой и новой технологии ликвидации подземных пустот. Поскольку технологическая схема и оборудование не изменяются, энергопотребление остается на прежнем уровне, то правомочно технологическую эффективность посчитать по экономии материалов. Удельная стоимость глиноцементного тампонажного раствора равна:

$$C_1 = C_{Г1} + C_ц + C_{жс} + C_В,$$

где $C_{Г1}, C_Ц, C_{ЖС}, C_В$ – соответственно стоимости глины, цемента, жидкого стекла и воды в расчете на 1 м^3.

Экономическая эффективность применения шлакоглиноцементных суспензий будет равна:

$$Э_1 = C_1 - C_2,$$

$$Э_1 = (C_{Г1} - C_{Г2}) + (C_ц - C_ш) + C_{жс},$$

где $C_ш$, $C_{Г2}$ – соответственно стоимость шлака и глинопорошка.

Следовательно, удельная экономическая эффективность применения шлакоглинистой суспензии равна:

$$Э_1 = 504 - 230 = 274 \text{ грн/м}^3.$$

Выводы.

1. Технологическая схема приготовления и нагнетания шлакоглинистых суспензий в подземные пустоты получила упрощение, оборудование серийно выпускаемое и доступное.

2. Применение шлакоглинистых смесей для ликвидации подземных пустот решает не только геотехнические, но и экологические и социальные проблемы региона.

3. Экономическая эффективность применения шлакоглинистых смесей составляет 274 грн/м^3.

Библиографический список

1. Кипко Э.Я. Комплексная технология ликвидации наклонных горных выработок: монография / Э.Я. Кипко, П.Н. Должиков, В.Д. Рябичев. – Донецк: Норд-Пресс, 2005. – 220 с.

2. Кипко Э.Я. Комплексный метод тампонажа при строительстве шахт / [Кипко Э.Я., Должиков П.Н. и др.]. – [2-е изд.]. – Днепропетровск: НГУ, 2004. – 415 с.

3. Кипко Э.Я. Тампонаж обводненных горных пород: справочное пособие / [Кипко Э.Я., Полозов Ю.А. и др.]. – М.: Недра, 1989. – 318 с.

4. Должиков П.Н. Проектирование шлакоглинистых тампонажно-закладочных суспензий для ликвидации подземных пустот / П.Н. Должиков, С.В. Семирягин, П.Г. Фурдей // Сборник научных трудов ДонГТУ. – Вып. 40. – Алчевск: ДонГТУ, 2013. – С.33 – 37.

Рекомендована к печати д.т.н., проф. Борзых А. Ф.

Статья поступила в редакцию 30.10.13.

д.т.н. Должиков П. М., Фурдєй П. Г. *(ДонДТУ, м. Алчевськ, Україна)*

ПРО ТЕХНІКО-ЕКОНОМІЧНУ ЕФЕКТИВНІСТЬ ЗАСТОСУВАННЯ ШЛАКОГЛИНИСТИХ СУМІШЕЙ ПРИ ЛІКВІДАЦІЇ ГІРНИЧИХ ВИРОБОК

У статті розглянуто застосування шлакоглинистих тампонажного-закладних сумішей при ліквідації похилого ствола шахти, зроблена оцінка техніко-економічної ефективності нової технології.

Ключові слова: *шлакоглинисті суміші, виробки, технологія, ліквідація ствола, ефективність.*

Dolzhikov P. N., Furdey P. G. (*DonSTU, Alchevsk, Ukraine*)

ABOUT THE TECHNICAL AND ECONOMIC EFFICIENCY OF APPLICATION OF THE SLAG-CLAY MIXTURES AT MINING ELIMINATION

The article considers the application of slag-clay tamping backfill mixtures at the elimination of sloped trunk of mine. It had been done the estimation of technical and economic efficiency of the new technology.

Key words: *slag-clay mixtures, mining, technology, elimination of the trunk, efficiency.*

УДК 622.02

д.т.н. Литвинский Г. Г.,
асп. Бикяшева Ю. Н.
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)

ЗАКОНОМЕРНОСТИ РАЗВИТИЯ МАГИСТРАЛЬНОЙ ТРЕЩИНЫ ПРИ РАСКОЛЕ ПОРОДНЫХ ОБРАЗЦОВ

Изучено напряженно-деформированное состояние в образцах разной формы при их расколе трещиной в бразильском методе. Решена задача Герца методом конечных элементов с применением программного комплекса Лира. Доказана возможность применения метода раскола для образцов различной формы. Предложены аппроксимирующие уравнения для оценки прочности на раскол.

Ключевые слова: *бразильский метод, раскол, задача Герца, напряжения, прочность, трещина, форма образцов.*

Массив горных пород (ГП) представляет собой сложную механическую среду, состоящую из различных слоев с различными физико-механическими свойствами, которые в свою очередь ослаблены рядом поверхностей трещиноватости. При решении многих задач горной геомеханики, связанных с описанием поведения массива ГП вокруг выработок, оценки устойчивости породных обнажений и прогноза различных форм проявлений горного давления необходимо оперировать целым комплексом показателей свойств ГП. Среди этих показателей одну из ключевых позиций занимает прочность на одноосное растяжение (ПОР), поскольку ею предопределены такие важные процессы горного давления, как вывалообразование, сводообразование, выбросы ГП и пр.

Известны различные методы испытания горных пород (лабораторные, полевые, статические, динамические и др.) с целью определения ПОР. Эти методы должны удовлетворять целому ряду требований. Так, при проведении исследований закономерностей разрушения на первый план выдвигается требование высокой точности и достоверности результатов испытаний, тогда как для производственных и проектных целей важными являются доступность, массовость и представительность результатов. Как правило, в последнем случае испытания проводятся в самых различных условиях, когда персонал не обладает высокой квалификацией, лабораторное оборудование примитивно и не всегда представляется возможным обеспечить точные размеры образца. Поэтому одним из важных требований к методам определения ПОР для производственных целей следует отнести возможность испытания образцов полуправильной или неправильной формы.

В основу таких методов определения ПОР положено теоретического решения Г. Герца краевой задачи теории упругости о напряженном состоянии цилиндра, нагруженного по диаметру двумя сосредоточенными силами. Расчётная схема задачи Герца показана на рис. 1. Основным достоинством такого испытания пород можно считать создание равномерных растягивающих напряжений, что требуют стандартные методы ПОР, путем сжатия образца встречными сосредоточенными силами, что осуществить значительно проще. Однако, как видно из рис. 1, для определения ПОР необходимо идеально круговая форма образца в виде цилиндра, при этом следует обеспечить его равномерное нагружение по образующей. Выполнение таких условий часто бывает затруднительным. Тем не менее, большинство исследований такого метода испытаний проводилось именно для круглого цилиндрического образца, причем в последнее время ин-

тенсивность исследований в этом направлении усилилась[1-8].

В работе [1, 2 и др.] даны обзоры способов испытания пород на растяжение бразильским методом, где рассматривается идея передачи поперечной нагрузки на образец с помощью как жестких, так и мягких нагрузочных прессов. Показано, что погрешность в зоне контакта образца с индентором можно уменьшить, если модуль деформации породы значительно меньше модуля упругости индентора.

Более глубоко аналитически исследован бразильский метод испытания пород на растяжение с учетом их анизотропии в работе [3]. Напряжения в центре диска приведены в зависимости от параметров трансверсальной анизотропии и угла между направлением приложенной силы и плоскостью изотропии. В результате получены аналитические формулы для расчета прочности и показано, что существует значительная разница между изотропным и анизотропным образцом. Это было подтверждено лабораторными испытаниями образцов с плоскими неоднородностями. Такие же результаты о влиянии слоистости на прочность пород на растяжение получены лабораторным методом в работе [4].

В отличие от предыдущих исследований, в работе [5] исследована прочность керамики при ее динамичном нагружении растягивающим напряжением. Показаны преимущества метода раскалывания каменных материалов перед их динамическим испытанием на изгиб. Численное моделирование МКЭ бразильского метода испытаний анизотропных пород с уже существующими трещинами выполнено в работе [6]. Особое внимание было уделено оценке влияния анизотропии и начальной трещиноватости пород на результаты испытаний. Приведены различные случаи испытаний пород с трещинами и показаны большие различия при определении их прочности на растяжение. В статье [7] упругие константы, определенные бразильским методом испытаний сравнивали с данными, полученными от обычных испытаний на одноосное сжатие. Косвенная (бразильская) прочность на растяжение испытанных песчаников оказалась зависящей от угла между плоскостями анизотропии пород и направления диаметральной нагрузке. Неоднократно делались попытки изучения возможности использования критерия разрушения Гриффитца для трактовки результатов бразильского метода испытаний [8 и др.]. Показано, что этот критерий для определения ПОР может давать значительные ошибки.

Во всех работах подчеркивается, что главным процессом при разрушении горных пород является развитие трещин (рис.2). Процесс развития трещины может быть разным по длительности и во многом зависит от скорости и направления ее роста.

Существует несколько причин, влияющих на скорость роста трещин. Среди них можно отметить изменение уровня действующих напряжений, изменение асимметрии пути нагружения в вершине трещины с ее ростом, увеличение жесткости напряженного состояния у вершины трещины при ее развитии, притупление вершины трещины и др.

Однако основным упущением предыдущих исследований метода ПОР является принятое по умолчанию условие постоянного равномерного распределения растягивающих напряжений при расколе образца (рис. 1). Это допущение тем более несостоятельно, что по мере роста трещины происходит перераспределение всех напряжений в образце, что может значительно изменить интерпретацию результатов испытаний. Поэтому актуальной задачей является изучение особенностей роста магистральной трещины при расколе образца и вызываемое ею изменение напряжений в его объеме.

Целью исследований являлось изучение закономерностей влияния роста магистральной трещины на напряженное состояние образца при его расколе.

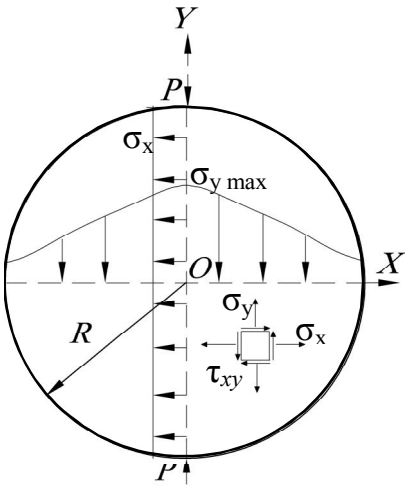


Рисунок 1 – Задача Г. Герца о нагружении диска сосредоточенными силами

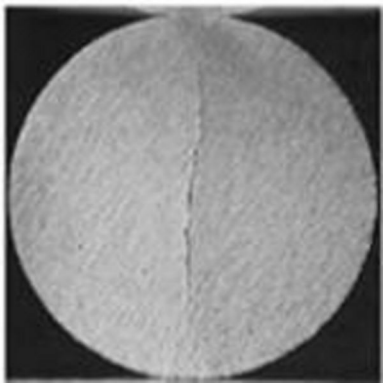


Рисунок 2 – Развитие трещины в центре образца при его расколе

Предмет исследования – напряжённое состояние в образцах породы разной формы по мере роста магистральной трещины.

Объект исследования – образцы горных пород различной формы.

Основная идея исследования заключалась в поэтапном моделировании роста трещины по мере раскола образца путем изменения граничных условий на берегах трещины и последующем изучении закономерностей распределения поля напряжений для суждения о процессе разрушения образца при его расколе.

За отправную точку в проведении исследований была взята предыдущая статья [9], где изучалось статическое распределение напряжений в образцах различной формы при отсутствии трещин (рис. 1), которые появляются от растягивающих напряжений на участке между приложенными к образцу сосредоточенными силами.

С помощью метода конечных элементов (МКЭ), реализованном программным комплексом «Лира», изучалось напряженно-деформированное состояние (НДС) в образцах пород различной формы (круглой и прямоугольной) по мере зарождения и роста магистральной трещины в центре образца. Предыдущие исследования [9] показали, что в задаче Герца самым опасным с точки зрения возникновения трещины является центр образца. Это объясняется тем, что именно в центре образца возникает наиболее неблагоприятное соотношение растягивающих $\sigma_x < 0$ и сжимающих $\sigma_y > 0$ напряжений, т.е. здесь возникает их максимальная разность, обусловленная мак-

симумом сжимающих напряжений. Из Задачи Герца следует, что это соотношение равно. Следовательно, можно сделать вполне обоснованный вывод: зарождение трещины разрыва происходит именно в центре породного образца вдоль его вертикального диаметра (рис. 1).

Однако это еще не доказывает, что такая возможность разрушения будет реализована. В работе [9] даны определяющие неравенства, показывающие, для каких пород можно применять Бразильский метод. К ним относятся породы, у которых соотношение прочности на разрыв и на одноосное сжатие меньше 0,3.

Главный интерес представляет проблема кинетики развития трещины после ее зарождения в центре образца, поскольку не известно, будет ли она самопроизвольно расти или для этого необходимо увеличивать внешнее нагружение образца. Для этого с помощью численного моделирования последовательно сменяющихся друг за другом моделей изучалось распределение напряжений в центре образца путем постепенного пошагового изменения длины трещины.

Расчётная схема задачи представлена на рис. 3. Внешняя нагрузка в виде сосредоточенной силы P = 100 Н приложена вдоль вертикальной оси образца $x = 0$, поэтому на половину образца действует только $P / 2 = 50$ *Н*. Граничные условия в модели оказываются смешанными: по вертикальной оси симметрии при $x = 0$ на моделируемой трещине следует положить по всей ее длине $\sigma_x = 0$, а на остальном участке вертикального диаметра горизонтальные смещения следует принять равными $\varepsilon_{xx} = 0$. По горизонтальной границе модели, проходящей также по оси симметрии $y = 0$ вертикальные смещения отсутствуют: $\varepsilon_{yy} = 0$ (система обозначений напряжений и деформаций взята из ПК Лира). Для выполнения этих граничных условий в каждом узле модели предусмотрены соответствующие связи (рис. 3). На остальной поверхности модели ограничения на деформации отсутствуют, а нормальные напряжения на контуре равны нулю.

За исходную форму образца, подвергаемого расколу вертикальными силами, принят круг радиуса R = 0,5 м (рис. 3, *а*). Горизонтальный a и вертикальный b размеры четверти прямоугольного образца (рис. 3, *б*) приняты переменными, а их соотношение менялось в пределах a / b =1…2.

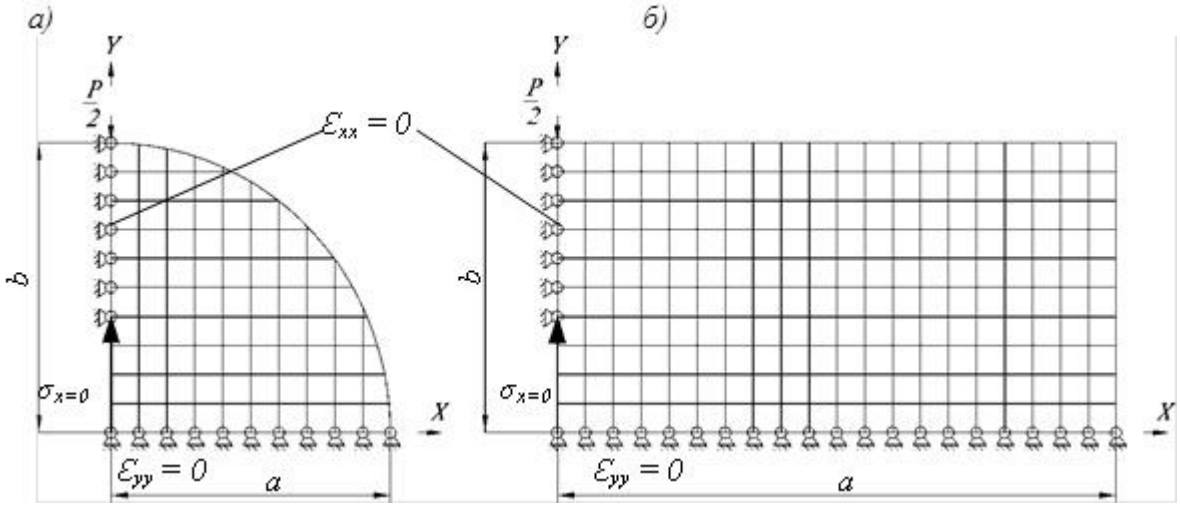


Рисунок 3 – Схема нагружения в задаче Герца о сжатии кругового диска (*а*) и расчётная схема для прямоугольных образцов (*б*)

Каждый образец был разбит на систему изопараметрических универсальных плоских квадратных элемента, размеры которых составляли 0,01×0,01 м. Параметры материала породного образца при численной реализации модели были приняты следующие: модуль Юнга E = 13400 МПа, коэффициент Пуассона υ = 0,25, объемный вес γ = 0,025 МН/м^3. Следует заметить, что эти показатели свойств лишь конкретизируют расчётную схему, но не влияют на напряжённое состояние модели, если перейти к относительным величинам размеров и напряжений.

Для анализа влияния формы прямоугольного образца его вертикальный размер был принят фиксированным b = 0,5 м, а горизонтальный изменяли a =0,50-1,0 м, т.е. соотношение высоты к ширине задавалось с помощью коэффициента формы $\xi = b / a$ = 1, 2 (рис. 3, *б*).

Трещину моделировали с помощью удаления (обнуления) поперечных связей между узлами, расположенными на ее берегах. Для этого в каждой модели рост трещины осуществляли, постепенно удаляя по мере ее роста по одному элементу вдоль оси y. Каждая трещина получала возможность увеличивать свою длину от 0 до 0,5 диаметра с шагом 0,01 диаметра.

Таким образом, граничными условиями для поставленной задачи были:

- на оси $y = 0$ $\varepsilon_{yy} = 0$;
- на оси $x = 0$ выделены два участка переменной длины:
- на участке образовавшейся и растущей трещины от $y = 0$ до $y = l$ (где l – длина трещины) задавалось условия равенства горизонтальных напряжений $\sigma_x = 0$,
- на остальном участке модели от $y = l$ до $y = b$ граничным условием было принято отсутствие горизонтальных деформаций $\varepsilon_{xx} = 0$.

В результате выполнения расчетов при изменении длины трещины l было найдено НДС образцов в виде распределения напряжений σ_x, σ_y, τ_{xy}. При этом вдоль осей симметрии образца расположены главные площадки, на которых касательные напряжения отсутствуют $\tau_{xy} = 0$ и действуют только главные нормальные напряжения σ_x, σ_y. За эталонное значение напряжений приняты напряжения, возникающие в круговом образце без трещины в центре образца. Поскольку при расколе разрушение образцов происходит от растягивающих напряжений σ_x вдоль оси y, т.е. при $x = 0$, а изменение распределения остальных напряжений σ_y, τ_{xy} незначительны, главное внимание уделялось анализу распределения растягивающих напряжений σ_x при росте трещины от $l = 0$ до $l = b$.

Обработку результатов определения напряжений в образцах производили в безразмерных величинах, в качестве которых приняты относительные напряжения

$$\sigma_x = \sigma_x^{\text{p}} / \sigma_x^{0}, \qquad (1)$$

где $\sigma_x^{\text{p}}, \sigma_x^{0}$ – соответственно растягивающие напряжения расчетные в конце трещины и в центре образца. На рис. 4 представлены графики распределения напряжений в образцах при росте трещины. Анализ полученных графиков позволяет заключить, что по мере роста трещины вдоль вертикального диаметра образца напряжения σ_x в ее кончике резко возрастают и когда трещина достигает размера 0,5 диаметра, концентрация напряжений возрастает в 6-7 раз. Данная закономерность характерна для всех типов образцов. Сразу после всплеска растягивающих напряжений σ_x перед вершиной трещины происходит достаточно быстрое их снижение до значения σ_0, которое наблюдается в образце без трещины. Протяженность области повышенных напряжений увеличивается по мере удлинения трещины. Если изучить поведение сжимающих напряжений σ_y вдоль линии действия внешних сил, то главной особенностью их распределения оказывается их почти нулевая чувствительность к наличию или изменению длины трещины разрыва. Незначительные колебания в их распределении вдоль трещины относительно исходного уровня σ_{y0} можно объяснить особенностями численного решения задачи в пакете Лира, когда

имеется сеточное разбиение изучаемой упругой области.

Важно еще раз отметить, что эти закономерности в распределении напряжений σ_x и σ_y вдоль трещины и далее на остальной части диаметра образца почти не зависят от его формы, что доказывает правомочность проведения испытаний бразильским методом не только круглых, но и образцов иной формы квадратных, прямоугольных и других, менее правильной формы (округлых, имеющих неровности на гранях и т.д.). Это значительно упрощает методику проведения испытаний для определения прочности горных пород и каменных материалов способом раскола образцов, поскольку резко снижает трудоемкость их предварительной обработки и подготовки. Основным требованием к образцам в таком случае остается необходимость придания им приблизительно симметричной формы относительно линии действия сосредоточенных сил и ориентации их при испытаниях большим размеров перпендикулярно приложенным нагрузкам.

Из графиков видно, что распространение трещины от зарождения до полного разрушения образца можно разделить на этапы, различающихся механизмом ее роста. Начальный этап характеризуется небольшим НДС, соответственно и скоростью, т. к. трещина еще мала. Далее трещина продвигается с примерно постоянным ростом НДС и скоростью. И когда трещина имеет уже достаточно большие размеры (более 0,5 диаметра образца), скорость ее роста быстро увеличивается, и происходит практически мгновенное хрупкое разрушение.

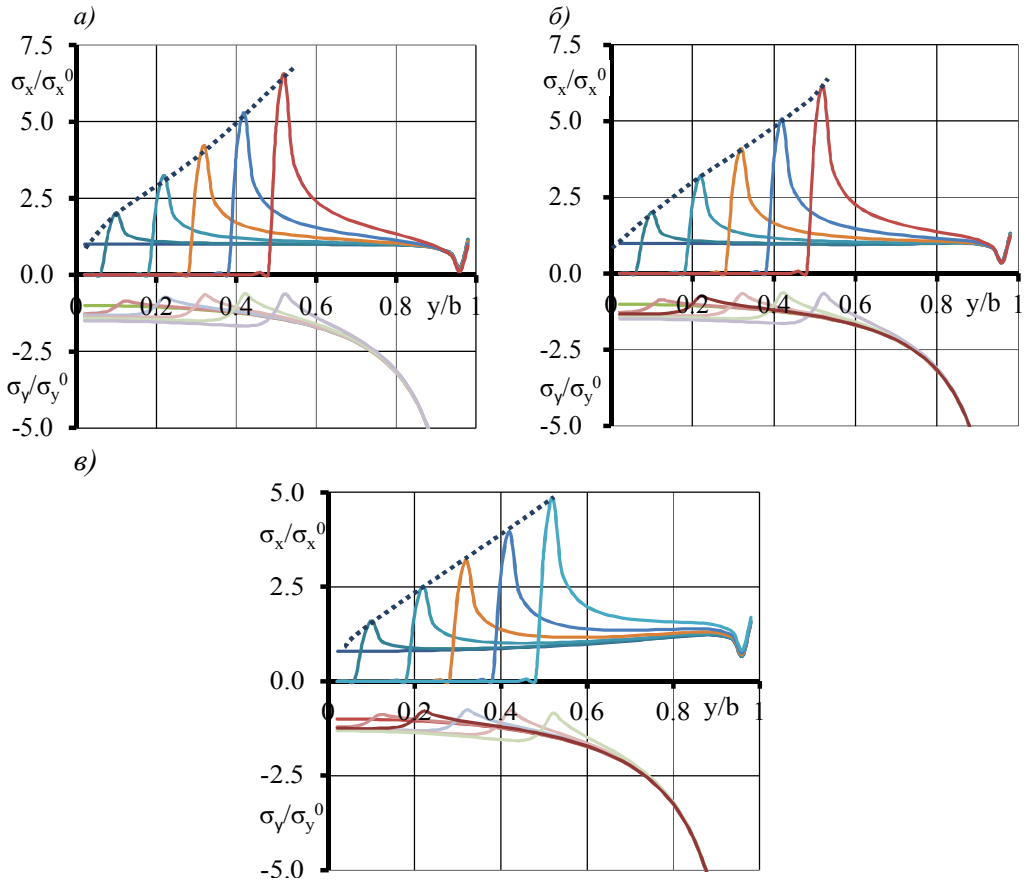
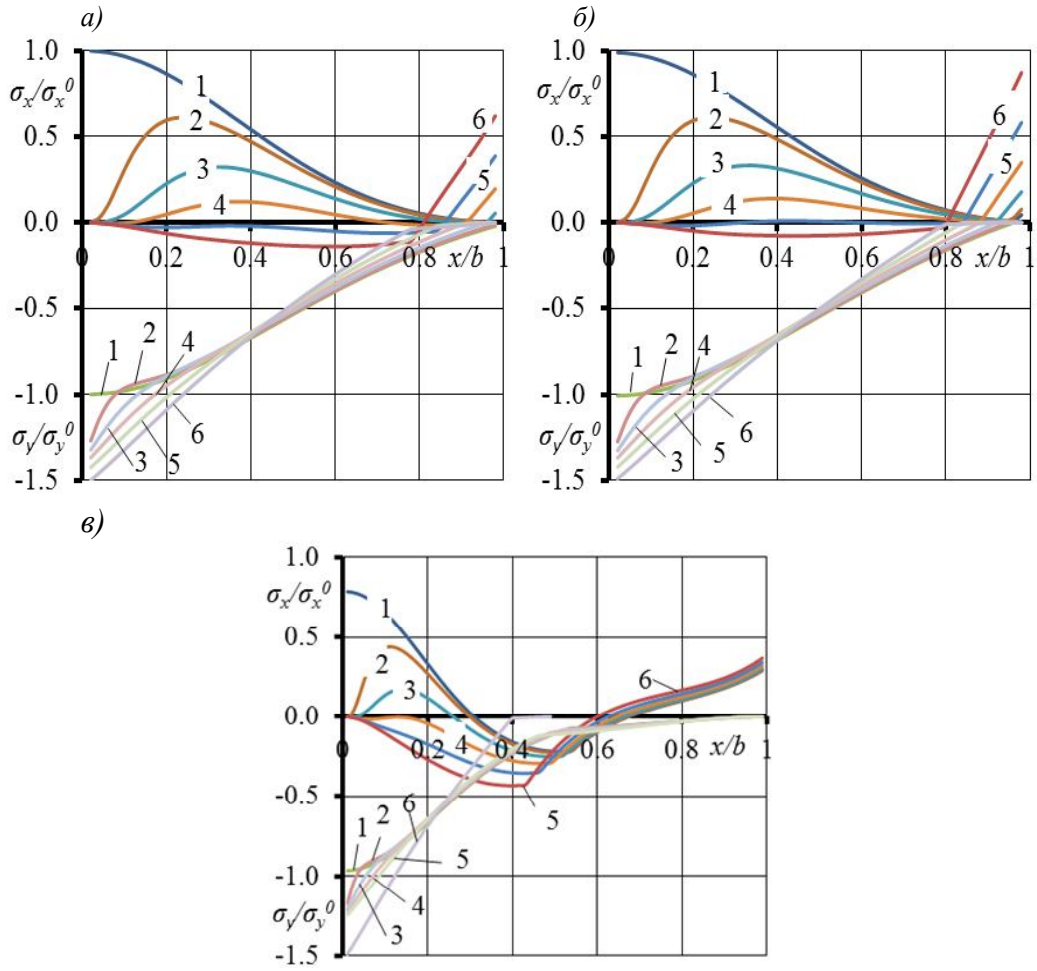


Рисунок 4 – Изменение напряженного состояния в круглом (а), квадратном (б) и прямоугольном (в) образцах по мере роста трещины разрыва вдоль оси ***y*** при их расколе



1 – без трещины, 2 – длина трещины 10% диаметра образца, 3 – длина трещины 20%, 4 – длина трещины 30 %, 5 – длина трещины 40%, 4 – длина трещины 50% соответственно.

Рисунок 5 – Изменение напряженного состояния в круглом (а), квадратном (б) и прямоугольном (в) образцах по мере роста трещины разрыва вдоль оси ***y*** при их расколе

Для суждения о закономерностях изменения концентрации вертикальных и горизонтальных напряжений вдоль оси x при $y = 0$ проанализируем графики (рис. 5) для образцов различной формы: круглого, квадратного и прямоугольного с соотношением высоты к ширине, равном 1,5. Рост вертикальной трещины (вдоль оси ***y***) в образце существенным образом изменяет распределение горизонтальных напряжений σ_x вдоль горизонтальной оси $\boldsymbol{y} = 0$ по сравнению с исходным σ_{x0} в образце без трещины. Чем больше длина трещины, тем меньше величина растягивающих напряжений σ_x, а их закон распределения вдоль оси ***y*** напоминает колоколообразную кривую, постепенно выполаживающуюся по мере роста длины трещины. Что касается распределения вертикальных напряжений σ_y вдоль горизонтальной оси, то они почти не изменяются, если пренебречь незначительным их увеличением возле трещины по мере ее роста.

Сопоставление графиков показывает их почти полную идентичность в начале нагружения образца, когда трещина отсутствует, и схожесть их распределения вдоль горизонтального диаметра $\boldsymbol{y} = 0$ после начала зарождения и движения трещины вверх. Общими закономерностями следует считать то, что при зарождении трещины отклонение составляет 10%, а с ее ростом отклонения незначительны.

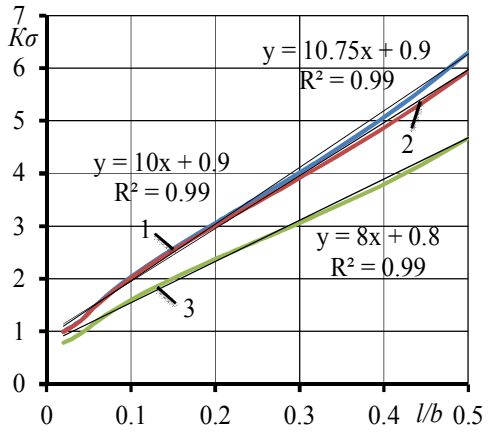


Рисунок 6 – Отклонения $\Delta\sigma_x$ растягивающих напряжений σ_x относительно теоретических $\sigma_x^т$ в круговом образце 1– круг; 2 – прямоугольники с ξ: 2 – 1,0; 3 – 2,0

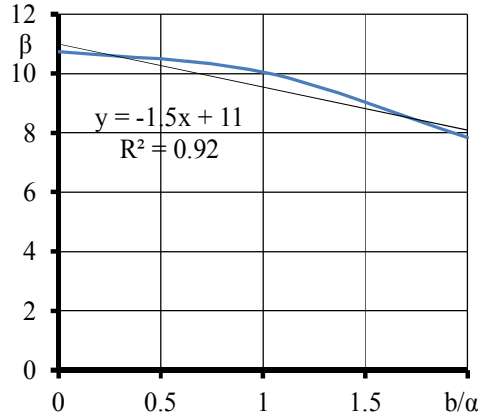


Рисунок 7 – Отклонения $\Delta\sigma_x$ растягивающих напряжений σ_x относительно теоретических $\sigma_x^т$ в круговом образце при изменении формы образца *b/a*

Проведенное численное моделирование напряжённо-деформированного состояния показало, что оно зависит от соотношения сторон прямоугольного образца ξ (рис. 6, 7). Как и следовало ожидать, напряжения наименее отличаются от теоретических в квадратном образце, т.е. когда $\xi = 1$. Из графиков на рис. 4, 5 видно, что напряжение σ_x в центре образцов меняется незначительно по мере изменения формы образца. Если проследить за этим изменением вдоль оси *y*, где напряжения $\sigma_x > 0$, т.е. растягивающие, то оказывается, что отклонения растягивающих напряжений $\Delta\sigma_x$ от теоретического значения не превышают 1% в центре образца и, независимо от его формы, увеличиваются по мере роста трещины.

Поэтому выполненные исследования доказывают возможность производить с достаточной точностью испытания на раскол не только образцов круглой формы, но и прямоугольного сечения с одним существенным ограничением: образцы не должны иметь коэффициент формы меньше 1, т.е. необходимо соблюдать условие $\xi > 1$[9].

Чтобы учесть эти закономерности при проведении испытаний на раскол удлиненных вдоль оси x образцов, когда $\xi > 1$, следует при обработке полученных результатов внести поправку, учитывающую

это уменьшение растягивающих напряжений, в виде поправочной функции.

$$\sigma_x = f(\xi)\frac{P}{\pi R}, \qquad (2)$$

где $\xi = a/b$ – отношение ширины образца к его высоте.

Обработка данных численного моделирование позволяет выполнить их обобщение и получить удобную эмпирическую зависимость для определения концентрации напряжений в вершине трещины по мере увеличения ее длины

$$K_\sigma = (10-1.1)\frac{l_m}{a}+1, \qquad (3)$$

$$\sigma_x = \sigma_x^o\left[(10-1.1)\frac{l_m}{a}+1\right], \qquad (4)$$

где l_m – длина трещины, см;

a – ширина образца, см.

Точность формулы составляет ±10%, R^2=0,9.

Анализ изменения напряженного состояния образцов позволяет сделать следующие выводы:

1. По мере роста длины трещины разрыва напряжение на ее кончике σ_x постоянно возрастает примерно по линейному (вплоть до длины, равной половина диаметра образца), а затем по экспоненциальному законам.

2. Увеличение концентрации напряжений на кончике трещины свидетельствует, что после зарождения трещины в центре образца и вплоть до его разрушения трещина будет расти с ускорением даже при постоянном внешнем нагружении, поэтому критическим напряжением, инициирующим рост трещины следует считать растягивающее напряжение в центре образца любой формы до начала появления трещин;

3. Сравнение напряжений в образцах различной формы доказывает, что законы возрастания концентрации напряжений σ_x по мере роста трещин подобны, что позволяет обобщить вывод п. 1 на достаточно большой класс образцов при их испытании бразильским методом.

4. Напряжения сжатия σ_y в центре образцов различной формы (нижняя часть графиков на рис. 4) при начальном росте трещины почти не претерпевают изменения, а затем, когда длина трещины разрыва превышает половину диаметра, начинают ускоренно возрастать, что ведет к лавинообразному разрушению образца.

Библиографический список

1. Andreev G.E. A review of the Brazilian test for rock tensile strength determination. Part I: calculation formula // Mining Science and Technology. – Vol. 13, Issue 3. – December 1991. – P. 445–456.

2. Andreev G.E. A review of the Brazilian test for rock tensile strength determination. Part II: contact conditions // Mining Science and Technology. – Vol. 13, Issue 3. – December 1991. - P.457–465.

3. Sundaram P.N. Brazilian tensile strength of rocks with different elastic properties in tension and compression/ P.N. Sundaram, J.M. Corrales // International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences & Geomechanics Abstracts. – Vol. 17, Issue 2. – April 1980. – P.131–133.

4. Claessona J., Bohlolib B.Brazilian test: stress field and tensile strength of anisotropic rocks using an analytical solution // International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences. – Vol. 39, Issue 8. – December 2002. – P. 991–1004.

5. Tavallali A. Effect of layer orientation on the failure of layered sandstone under Brazilian test conditions / A. Tavallali, A. Vervoort // International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences. – Vol. 47, Issue 2. – February 2010. – P. 313–322.

6. Johnstone C. Dynamic testing of ceramics under tensile stress / C. Johnstone, C. Ruiz// International Journal of Solids and Structures. – Vol. 32, Issues 17–18. – September 1995. – P. 2647–2651, 2653–2656.

7. Cai M., Kaiser P.K. Numerical simulation of the brazilian test and the tensile strength of anisotropic rocks and rocks with pre-existing cracks //International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences. – Vol. 41, Supplement 1. – May 2004. – P. 478–483.

8. Fairhurst C. On the validity of the 'Brazilian' test for brittle materials. - International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences & Geomechanics Abstracts. – Vol. 1, Issue 4. – October 1964. – P. 535–546.

9. Литвинский Г.Г. Исследование влияния формы образца при испытаниях на раскол / Г.Г. Литвинский, Ю.Н. Бикяшева // Сборник научных трудов ДонГТУ. – Алчевск: ДонГТУ. – 2013. – Вып. 39. – С. 44-51.

Рекомендована к печати д.т.н., проф. Бабиюком Г. В.

Статья поступила в редакцию 05.11.13

д.т.н. Литвинський Г. Г., асп. Бікяшева Ю. Н. *(ДонДТУ, м. Алчевськ, Україна)*

ЗАКОНОМІРНОСТІ РОЗВИТКУ МАГІСТРАЛЬНОЇ ТРІЩИНИ ПРИ РОЗКОЛІ ПОРОДНИХ ЗРАЗКІВ

Вивчено напружено-деформований стан в зразках різної форми при їх розколі тріщиною в бразильському методі. Вирішена задача Герца методом кінцевих елементів із застосуванням програмного комплексу Ліра. Доведена можливість застосування методу розколу для зразків різної форми. Запропоновано аппроксімаційні рівняння для оцінки міцності порід на розкол.

***Ключові слова**: бразильський метод, розкол, задача Герца, стан напруження, міцність, тріщина, форма зразків.*

Litvinsky G. G., Bikyasheva J. *(DonSTU, Alchevsk, Ukraine)*

CONFORMITIES TO LAW OF DEVELOPMENT OF MAIN CRACK AT DISSIDENCE OF PEDIGREE STANDARDS

The stress-strain state in the different shape samples was studied if they are splitted by crack in the Brazilian method. Numerical simulation of the Hertz problem by the method of finite elements was used with help software system Lira. The possibility of using the split method of different shapes samples was proved. Approximate equation to estimate the strength of the split was proposed.

***Keywords**: Brazilian method, the split, the problem of Hertz, stress-straine state, strenght, crack, rock samples.*

УДК 622.647.2

д.т.н. Корнеев С. В.,
Долгих В. П.
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)

АНАЛИЗ ФАКТОРОВ, ОПРЕДЕЛЯЮЩИХ СИЛУ СОПРОТИВЛЕНИЯ ВРАЩЕНИЮ РОЛИКОВ ЛЕНТОЧНЫХ КОНВЕЙЕРОВ

Приведены результаты анализа факторов, определяющих силу сопротивления вращению роликов шахтных ленточных конвейеров.

***Ключевые слова**: ленточный конвейер, ролик, коэффициент сопротивления движению.*

Одним из важнейших показателей эффективности работы шахтных ленточных конвейеров является потребление электроэнергии, которое определяется сопротивлением движению тягового органа (ТО).

При расчете сил сопротивления движению ТО, благодаря возможностям вычислительной техники, все большее распространение получает дифференциальный метод тягового расчета [1], который в отличие от типового интегрального метода позволяет учитывать и оптимизировать конструктивные и режимные параметры конвейера.

Дифференциальный метод основывается на последовательном определении обходом по контуру сил сопротивления движению ленты, возникающих на каждой роликоопоре, и их суммировании. Сила сопротивления движению ленты при прохождении отдельной роликоопоры рассматривается как сумма сил, возникающих при вращении роликов, вдавливании роликов в ленту, изменении формы ленты и груза между роликоопорами. Каждая составляющая силы сопротивления движению нуждается в детальном рассмотрении.

Предметом настоящей работы является составляющая $U_{вр}$ силы сопротивления движению ленты на отдельной роликоопоре, обусловленная вращением роликов, (далее – сила сопротивления при вращении роликов) и соответствующий ей коэффициент сопротивления при вращении роликов $w_{вр}$.

Коэффициент сопротивления при вращении роликов для грузовой ветви конвейера определяется по формуле:

$$w'_{вр} = \frac{U_{вр}}{(q_г + q_л + q'_р)gl'_р}\ , \qquad (1)$$

где $q_г$ – погонная масса транспортируемого груза;

$q_л$ – погонная масса ленты;

$q'_р$ – погонная масса вращающихся частей роликоопор верхней ветви;

g – ускорение свободного падения;

$l'_р$ – расстояние между роликоопорами на верхней ветви конвейера.

В работе [2] указывается, что коэффициент $w'_{вр}$ определяется конструкцией роликов и подшипникового узла. Экспериментально установлено, что с увеличением нагрузки на ролик коэффициент $w'_{вр}$ уменьшается, приближаясь к постоянному значению 0,004…0,006. Повышение скорости от 3 до 7 м/с приводит к возрастанию сопротивления в 2 раза, что связано с увеличением трения скольжения в уплотнениях. Величина $w'_{вр}$ составляет 17…20 % от общего коэффициента сопротивления движению $w'_о$.

В работе [3], основывающейся на стандарте CEMA (Conveyor Equipment Manufacturers Association), который считается общепринятым в Европе, показано, что коэффициент $w'_{вр}$ не превышает 0,003, что составляет 6 % от $w'_о$. В качестве основных факторов, которые определяют $w'_{вр}$, принимаются скорость движения ленты, конструкция и состояние узла уплотнения,

линейная нагрузка на подшипники и температура окружающей среды.

В работе [4] приведены результаты экспериментальных исследований силы сопротивления при вращении роликов диаметром 159 мм. На специальном стенде создавалась радиальная нагрузка на один ролик до 6 кН при скорости ленты $v_л$ до 12 м/с. Полученные значения коэффициента $w'_{вр}$ находятся на уровне 0,008. Установлено, что при окружной скорости 5 м/с, радиальной нагрузке 1400 Н сопротивление движению при осевой силе 500 Н на 18 % больше, чем при осевой нагрузке, равной нулю. Это указывает на необходимость учитывать осевую нагрузку, которая определяется сопротивлениями в уплотнениях подшипниковых узлов. При исследовании влияния скорости выявлено, что $U_{вр}$ и, соответственно, $w'_{вр}$ содержат постоянную и переменную компоненты. Постоянная, инвариантная к скорости составляющая определяется трением в уплотнениях роликов.

Из анализа работ [1-5] следует, что в настоящее время нет единого мнения относительно значений величины коэффициента сопротивления вращению роликов шахтных ленточных конвейеров и степени его зависимости от конструктивных и режимных параметров конвейера.

Целью данной работы является выявление факторов, оказывающих наибольшее влияние на коэффициент сопротивления движению при вращении роликов шахтных ленточных конвейеров и уточнение области его значений.

В основу анализа положена достаточно обоснованная экспериментальная зависимость [4]:

$$U_{вр} = (a + bv_л)k(\theta) + C_o F_o + C_р P \ , \quad (2)$$

где P – радиальная нагрузка;

F_o – осевая нагрузка;

C_o – коэффициент осевой нагрузки ($C_o = 1{,}5 \cdot 10^{-5}$);

$C_р$ – коэффициент радиальной нагрузки ($C_р = 16 \cdot 10^{-5}$);

a, b – конструктивные коэффициенты;

$k(\theta)$ – усредненный температурный коэффициент, учитывающий изменение температуры окружающей среды;

$$k(\theta) = e^{\beta_1 - \alpha_1 \Delta} \ , \quad (3)$$

Δ – разность между температурой +30ºС и температурой окружающей среды;

α_1, β_1 – экспериментально установленные коэффициенты, учитывающие тип смазки.

В качестве исходных данных при определении $w'_{вр}$ принимались конструктивные и режимные параметры линейной части става шахтных ленточных конвейеров с шириной ленты 800 и 1000 мм. Варьировались: диаметры роликов D_1 (89, 108, 127 мм) с радиально-упорными подшипниками типа 6304, для которых a = 1,3 Н, b = 0,2 Н·с/м [5]; расстояние между роликоопорами $l'_р$ от 0,8 до 1,2 м; скорость движения ленты $v_л$ от 1,5 до 2,5 м/с; температура окружающей среды от 20 до 40 ºС.

Расчетное значение $q_г$, полученное для конвейеров с шириной ленты 0,8 и 1,0 м при их максимальном заполнении грузом, составили, соответственно, 50,5 и 92 кг/м. Исследования проводились при 100 %, т.е при максимальной, а также при 80 % и 60 % загрузке конвейера.

Радиальная и осевая нагрузки определяются по формулам [6]:

$$P = q_г l'_р \, , \quad (4)$$

$$F_o = 0{,}4P \, . \quad (5)$$

Расчетные значения коэффициента сопротивления движению при вращении роликов, полученные при различных уровнях загрузки конвейера, скорости движения ленты $v_л$ = 2,0 м/с, D_1 = 89 мм, приведены в табл. 1.

Графические расчетные зависимости $w'_{вр}$ от исследуемых факторов, полученные для конвейера с шириной ленты 1000 при его 100 % загрузке грузом с насыпной плотностью груза 1,5 т/м^3, при $v_л$ = 2,0 м/с и D_1 = 89 мм, представлены на рисунке 1.

Таблица 1 – Значения коэффициента сопротивления $w'_{вр}$

Загрузка конвейера, %	Ширина ленты B, м					
	0,8			1,0		
	$l'_р = 0,8$	$l'_р = 1,0$	$l'_р = 1,2$	$l'_р = 0,8$	$l'_р = 1,0$	$l'_р = 1,2$
100	0,0045	0,0038	0,0032	0,003	0,0025	0,0022
80	0,0063	0,0053	0,0046	0,0042	0,0035	0,003
60	0,0091	0,008	0,007	0,0062	0,0053	0,0046

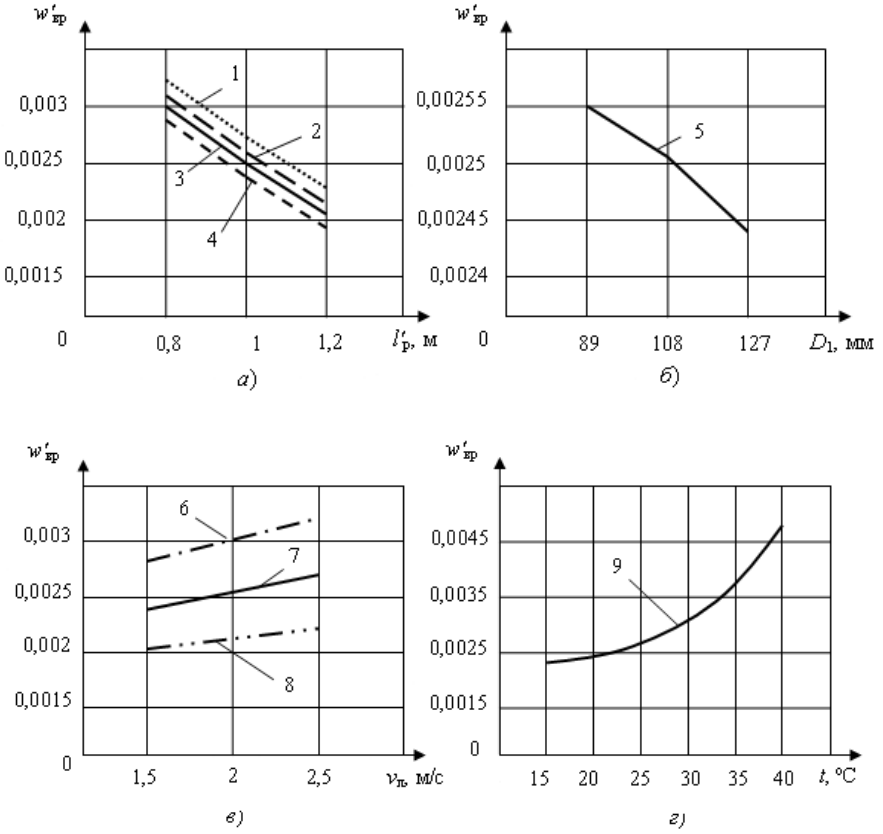


Рисунок 1 – Графики зависимостей коэффициента $w'_{вр}$ от расстояния между роликоопорами (*а*), диаметра роликов верхней ветви (*б*), скорости движения ленты (*в*) и температуры окружающей среды (*г*): 1, 2, 3, 4 – при $v_л$ = 1,5; 2,0; 2,5; 3 м/с; 6, 7, 8 – при $l'_р$ = 0,8; 1,0; 1,2 м; 5, 9 – при $l'_р$ = 1,0 м, $v_л$ = 2,0 м/с и D_1 = 89 мм

Таким образом, в результате анализа, основывающегося на экспериментальных данных, установлено, что для шахтных конвейеров коэффициент сопротивления движению при вращении роликов $w'_{вр}$ существенно зависит от загрузки конвейера, типоразмера подшипников, температуры окружающей среды, скорости ленты и расстояния между роликоопорами. Из рисунка 1, *в*) следует, что повышение скорости движения ленты приводит к линейному возрастанию сопротивления. С ростом $l'_р$ величина $w'_{вр}$ нелинейно убывает. Изменение же диаметра роликов D_1 не оказывает

заметного влияния на $w'_{вр}$. Расчетные значения $w'_{вр}$, полученные для исследуемого диапазона изменения факторов конвейерной установки, находятся в пределах 0,0023…0,0035.

Дальнейшие исследования будут направлены на определение остальных составляющих общей силы сопротивления движению.

Библиографический список

1. Галкин В.И. Современная теория ленточных конвейеров горных предприятий / В.И. Галкин, В.Г. Дмитриев, В.П. Дьяченко и др. – М.: Изд-во МГГУ, 2005. – 543с.

2. Шпакунов И.А. О сопротивлении вращению роликов ленточных конвейеров / И.А. Шпакунов, В.Я. Пошивайло // Вопросы рудничного транспорта. – М.: Недра, 1967. – Вып. 10. – С. 62-68.

3. Reicks, A.V. Conveyor Models as Quantitative Platforms for Belt Conveyor Energy Options // BulkSolids Europe. – 2012. – Vol. 48. – P. 1-10.

4. Quaas H. Der Laufwiderstand von Tragroller mit Fantachse // Bergbautechnik. – 1970. – Vol. 8. – P. 404-410.

5. Шахмейстер Л.Г. Теория и расчет ленточных конвейеров / Л.Г. Шахмейстер, В.Г. Дмитриев. – М.: Машиностроение, 1987. – 336с.

6. Анурьев В.И. Справочник конструктора-машиностроителя / В.И. Анурьев. – М.: Машиностроение, 2001. – 912с.

Рекомендована к печати д.т.н., проф. Лущиком В. Д.

Статья поступила в редакцию 30.10.13.

д.т.н. Корнєєв С. В., Долгих В. П. (*ДонДТУ, м. Алчевськ, Україна*)

АНАЛІЗ ЧИННИКІВ, ВИЗНАЧАЮЧИХ СИЛУ ОПОРУ ОБЕРТАННЮ РОЛИКІВ СТРІЧКОВИХ КОНВЕЄРІВ

Наведені результати аналізу чинників, що визначають силу опору обертанню роликів шахтних стрічкових конвеєрів.

***Ключові слова**: стрічковий конвеєр, ролик, коефіцієнт опору руху.*

Korneev S. V., Dolgikh V. P. (*DonSTU, Alchevsk, Ukraine*)

ANALYSIS OF FACTORS, DETERMINING OF FORCE IDLER BEARING RESISTANCE FOR BELT CONVEYERS

The results of analysis factors, determining of force idler bearing resistance for mining belt conveyers are investigated.

***Key words**: belt conveyer, idler, factor of motion resistance.*

УДК 622.831

д.т.н. Клишин Н. К.,
Кизияров О. Л.

(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина, Radioalex@bk.ru)

УПРАВЛЕНИЕ СОСТОЯНИЕМ КРОВЛИ В ЛАВАХ

Обоснована необходимость разработки модели МКЭ и исследования влияния параметров геомеханической среды в окрестности лавы и технологических процессов.

Ключевые слова: *состояние кровли в лаве, геомеханическая среда, технологические процессы.*

Проблема и ее связь с научными и практическими задачами.

Состояние кровли в лаве - степень нарушенности поверхности породы в призабойном пространстве лавы. Оно определяется многими факторами. Качественная оценка состояния приведена в классификации А.А. Орлова [1] и содержит четыре класса и 8 категорий:

I - хорошее - поверхность ровная, сплошная, возможно наличие трещин без смещения по ним;

II - удовлетворительное - ступенчатая поверхность;

III - плохое - ступенчатая с вывалами вдоль заколов;

IV - очень плохое - ступенчатая с беспорядочными вывалами значительной высоты.

Начиная с I класса категории "б" в кровле имеются трещины и возможны вывалы из кровли, значительно осложняющие ведение работ в лаве.

Основная часть несчастных случаев в лавах происходит из-за обрушения кровли в призабойном пространстве. В связи с этим, управление состоянием кровли в лаве является актуальной проблемой при добыче угля в длинных очистных забоях.

Первичное разрушение возникает в том месте массива, где напряжения превысят предел прочности пород. Это разрушение изменяет напряженное состояние в прилегающей зоне, возникает концентрация напряжений, которая после небольших деформаций обуславливает новые (вторичные) разрушения. Крепь может оказывать влияние только на вторичные разрушения. По мере подвигания очистного забоя образуется определенная система сдвижения породного массива в результате систематически повторяющихся процессов трещинообразования.

В горном деле нарушенные пласты - условно выделяемая категория горных пород, ведение горных работ по которым осложнено геологическими нарушениями. Нарушения подразделяются на образовавшиеся одновременно с пластом: неровность кровли и почвы, выклинивание, фациальное замещение, расщепление, включения; образовавшиеся в результате вторичных процессов: разрывные и складчатые, трещиноватость, размывы, пережимы, ступенчатость в кровле и в почве.

Существует большое число различных способов изменения НДС массива и улучшения состояния кровли: крепление горных выработок, создание искусственных трещин и др. Необходимы дальнейшие исследования, направленные на исследования зависимости параметров технологических процессов и геомеханической среды [2].

Объект исследований - проявления горного давления в лавах.

Предмет исследования - управление состоянием кровли в лавах.

Цель работы - управление состоянием кровли в лавах на основе изучения взаимозависимости параметров геомеханической среды и технологических процессов.

Постановка задачи. Задачами данной работы являются: изучить и обобщить опыт исследований разрушения кровли в лавах; обосновать принципы разработки моделей МКЭ для исследования параметров геомеханической среды в зависимости от параметров технологических процессов.

Изложение материала и его результаты. Установлено, что основным критерием проявления горного давления в лавах является опускание кровли в лаве, которое было принято классификационным признаком в классификации боковых пород по обрушаемости и устойчивости нижнего слоя кровли в лавах Донбасса.

Следующим положительным результатом шахтных исследований проявлений горного давления было установление неравномерности опускания кровли от процессов выемки угля, посадки кровли, времени между этими процессами. При выемке даже частично разрушенного, отжатого угля вынимается опора из-под огромной массы пород, изменяется напряженное состояние, увеличиваются скорость опускания и деформации кровли в плоскости напластования пород впереди и позади места выемки угля. Вторым источником интенсификации смещений кровли является процесс посадки кровли.

На рисунке 1 показаны скорости опускания и деформации кровли в лаве под влиянием совмещенных во времени и пространстве процессов (рисунок 1а), разнесения в пространстве процессов (рисунок 1б) и только выемки угля (рисунок 1в). Но даже при этих детальных замерах не исследовано изменение напряжений в кровле и угольном пласте.

Скорости опускания кровли в десятки раз больше при влиянии производственных процессов, чем при их отсутствии. Опускание кровли под влиянием выемки угля составляет 20 - 30%, посадки кровли 30 - 40%, при отсутствии процессов 30 - 50%.

Расслоение кровли в основном изучено при применении индивидуальных крепей в лавах. На рисунке 2 показаны результаты замеров [3] в 4-й западной лаве пласта h_7, мощность которого 1 м, непосредственная кровля - тонкослоистый глинистый сланец мощностью до 15 м.

При выемке угля в лаве происходит одновременно опускание кровли, ее расслоение и относительные смещения слоев в плоскости напластования. Более интенсивно кровля опускается и расслаивается при посадке кровли. Процесс расслоения начинается на высоте 0,5 м и заканчивается на высоте 4 м. Суммарное расслоение на расстоянии 1 м от угольного забоя - 30 мм, на границе призабойного пространства - 128 мм.

Второй вид разрушения кровли над призабойным пространством лавы - трещины, падающие на забой под углом 65-75°. Трещины образуются после выемки угля комбайном при интенсивном опускании кровли. Трещины параллельны забою.

Деформации кровли в плоскости напластования, определяющие ее устойчивость, изучены меньше, чем опускания и другие проявления горного давления. Результаты наиболее обширных исследований изложены в работе [4]. Получены уравнения относительных деформаций перпендикулярно

$$\varepsilon_{\perp} = (-0,005\sigma_к + 0,00093H)\cdot 10^{-3}, \quad (1)$$

и параллельно забою

$$\varepsilon_{||} = (-0,23 + 0,00063H)\cdot 10^{-3}, \quad (2)$$

где $\sigma_к$ – предел прочности на сжатие, МПа;

H – глубина разработки, м.

В большинстве шахтных исследований измеряли смещения кровли, параметры ее разрушения, но нет примеров совместных исследований напряжений и деформаций массива и параметров производственных процессов в лаве. Это возможно при компьютерном моделировании.

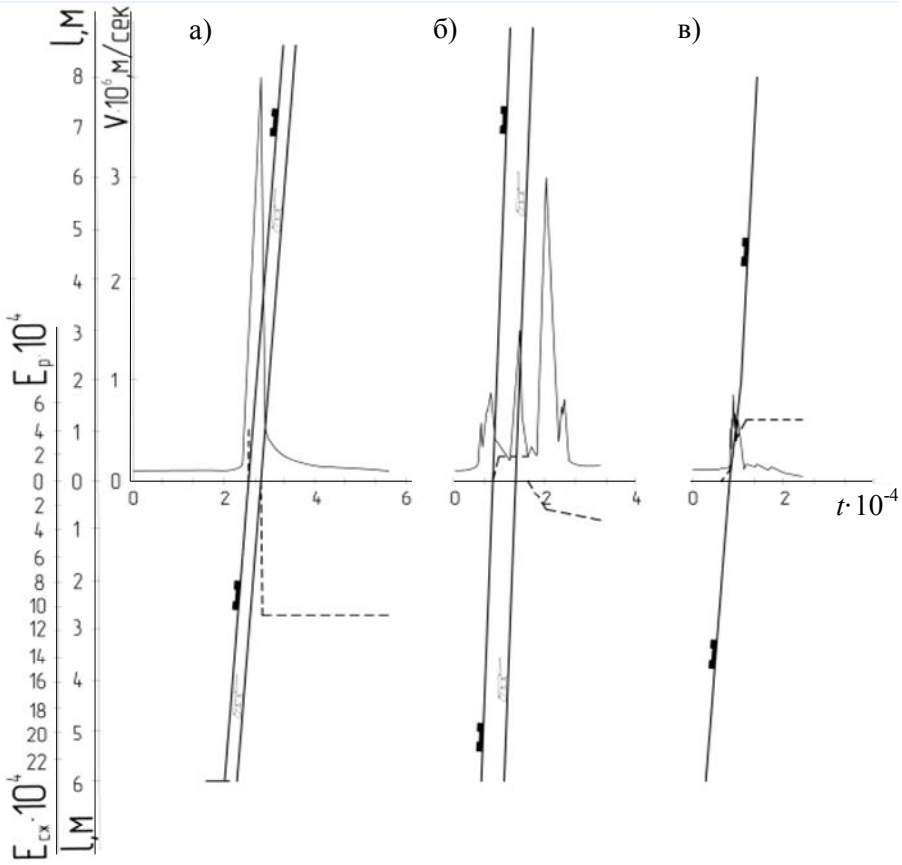


Рисунок 1 – Скорость опускания и деформации кровли в лавах под влиянием выемки угля и посадки кровли

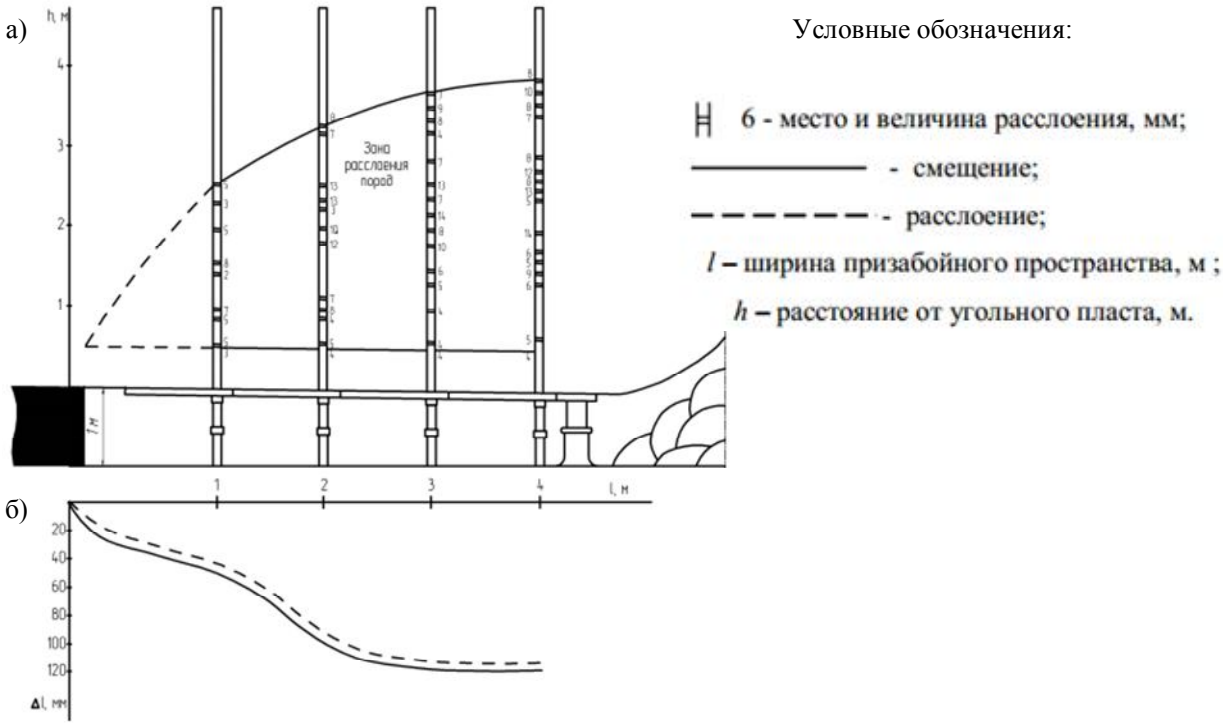


Рисунок 2 – Характер расслоения (а) и смещения (б) кровли в 4-й западной лаве пласта h_7

Выводы и направление дальнейших исследований.

На основании анализа изученности состояния кровли в лаве направление дальнейших исследований - создание моделей МКЭ для исследования взаимного влияния параметров геомеханической среды и производственных процессов в лавах.

Библиографический список

1. Орлов А.А. Классификация кровли в очистных выработках /А.А. Орлов // Уголь. - 1967. - №4.

2. Кузнецов А.С. О проблеме управления напряженно деформированным состоянием массива горных пород / А.С. Кузнецов // Горн. инф-анал. бюл. Московского гос. горного университета.- М.: 2002. - №11. - С. 19 - 22.

3. Орлов А.А. О расслоении пород в очистных выработках / А.А. Орлов // Уголь. - 1960. - №5.

4. Управление состоянием массива горных пород: уч. пособ. / [Клишин Н.К., Склепович К.З., Касьян С.И., Кизияров О.Л.] - Алчевск: ДонГТУ, 2011. - 288 с.

Рекомендована к печати д.т.н., проф. Фрумкиным Р. А.

Статья поступила в редакцию 31.10.13

д.т.н. Клішин М. К., Кізіяров О. Л. *(ДонДТУ, м. Алчевськ, Україна)*

УПРАВЛІННЯ СТАНОМ ПОКРІВЛІ В ЛАВАХ

Обґрунтована необхідність розробки моделі МСЕ та дослідження впливу параметрів геомеханічного середовища у околиці лави і технологічних процесів.

Ключові слова: *стан покрівлі у лаві, геомеханічне середовище, технологічні процеси.*

Klishin M. K., Kiziyarov O. L. *(DonSTU, Alchevsk, Ukraine)*

CONDITION OF ROOF IN LONGWALL FACES

The necessity of elaboration model MFE and investigation of influence parameters of geomechanical environment in the neighborhood longwall face and technological processes are grounded.

Key words: *roof conditions in the longwall face, geomechanical environment, technologic processes.*

УДК 622.834

Чепурная Л. А.,
д.т.н. Антощенко Н. И.,
Филатьев М. В., Крыжановский Ю. Ю.
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)

РАСЧЕТНАЯ СХЕМА НАЧАЛА СДВИЖЕНИЯ ЗЕМНОЙ ПОВЕРХНОСТИ ПРИ ЕЕ ПОДРАБОТКЕ УГОЛЬНЫМИ ПЛАСТАМИ

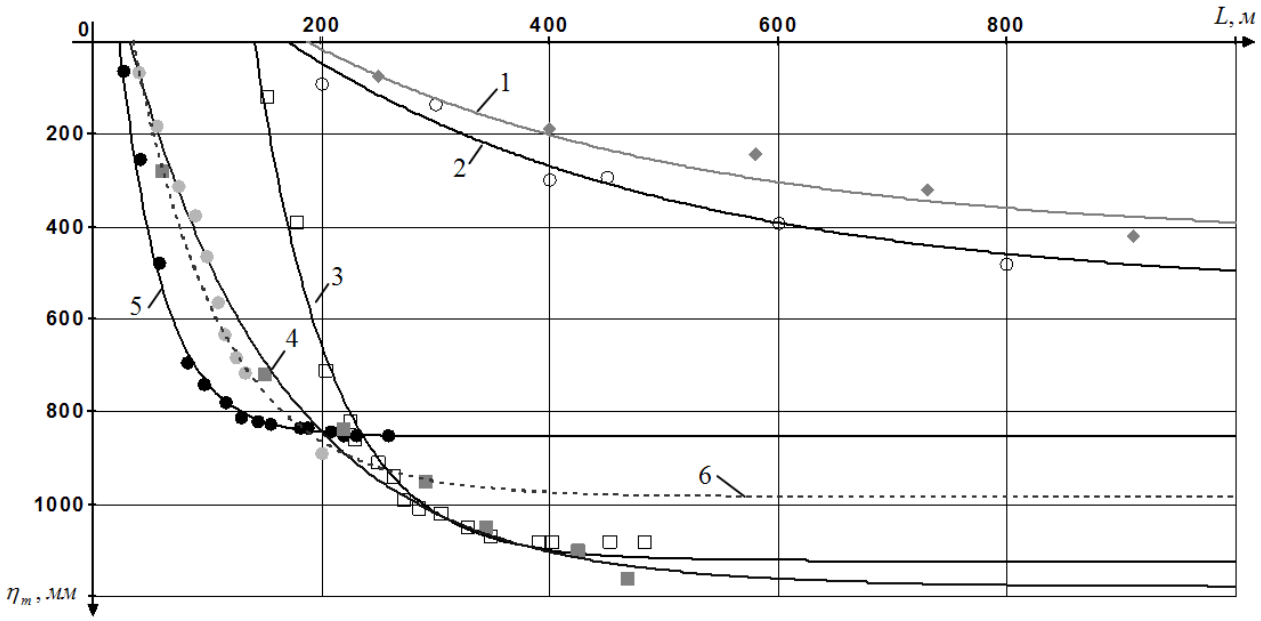
Приведены результаты анализа факторов, определяющих начало сдвижения земной поверхности и разработана схема определения размеров выработанного пространства, при которых начинается сдвижение земной поверхности.

Ключевые слова: *схема, сдвижение, прогноз, земная поверхность, угольный пласт.*

При современном развитии науки и техники практически невозможно с помощью приборов зафиксировать начало сдвижения земной поверхности при ее подработке угольными пластами. По этой причине этот вопрос до настоящего времени остается практически неизученным. Наиболее перспективным направлением прогноза параметров сдвижения земной поверхности является математическое моделирование. Согласно известным математическим моделям [1], описывающим процессы только над движущимся очистным забоем, не представляется возможным установить начало сдвижения земной поверхности при развитии очистных работ для конкретных горнотехнических и горно-геологических условий. Актуальность рассматриваемого вопроса связана с разработкой рекомендаций по ликвидации или сведению до минимума негативного влияния на земную поверхность отработки угольных пластов.

Целью работы является проанализировать факторы, определяющие начало сдвижения земной поверхности и разработать схему определения размеров выработанного пространства, при которых начинается сдвижение земной поверхности.

Установлено [2], что в одних горно-геологических условиях максимальное оседание земной поверхности η_m практически функционально (корреляционное отношение находилось в пределах 0,940÷0,997) зависит от степени развития очистных работ. Развитие очистных работ в одном из вариантов рассматривалось при удалении очистного забоя от разрезной печи. Во втором – при дискретном увеличении очистной выработки на длину очередной отработанной лавы. В обоих случаях анализировалась зависимость η_m от изменения одного размера (L) очистной выработки. Второй размер оставался неизменным. Это свидетельствует о том, что в горно-геологических условиях одной шахты главным влияющим фактором на параметры сдвижения земной поверхности являются размеры очистной выработки (выработанного пространства). Другие факторы: мощность разрабатываемого пласта (m), глубина ведения горных работ (H) и прочностные свойства подработанных пород (f) – остаются постоянными или изменяются незначительно. Подтверждением изложенному являются графики зависимости $\eta_m = \varphi(L)$ (рис. 1). Эти зависимости для рассматриваемых шахт хорошо описываются экспоненциальными уравнениями (табл. 1). Корреляционные отношения находились в диапазоне 0,940÷0,998. Точки пересечения графиков уравнений с осью абсцисс ($\eta_m = 0$) соответствуют началу сдвижения земной поверхности. Для каждой из шахт определили линейный размер ($L_н$) очистной выработки (выработанного пространства), который соответствует началу сдвижения земной поверхности.



♦, ○, □, ■, ●, ● - экспериментальные данные максимальных оседаний земной поверхности соответственно в условиях шахт им. М.В.Фрунзе (пласт h_8) [3], им. П.Л. Войкова (пласт k_5^1) [4], одной из польских шахт [5], им. Г.Г. Капустина (пласт $m_3^н$) [6], «Степной» (пласт C_6) [7], «Юбилейной», пласт C_6' [8];

1, 2, 3, 4, 5, 6 – эмпирические зависимости максимальных оседаний земной поверхности соответственно в условиях шахт им. М.В.Фрунзе, им. П.Л. Войкова, одной из польских шахт, шахт им. Г.Г. Капустина, «Степная» и «Юбилейная».

Рисунок 1 – График зависимости максимального оседания земной поверхности (η_m) при изменении одного из геометрических размеров выработанного пространства (L) для различных горно-геологических и горнотехнических условий

Таблица 1 – Результаты определения размера выработанного пространства ($L_н$), при котором начиналось сдвижение земной поверхности

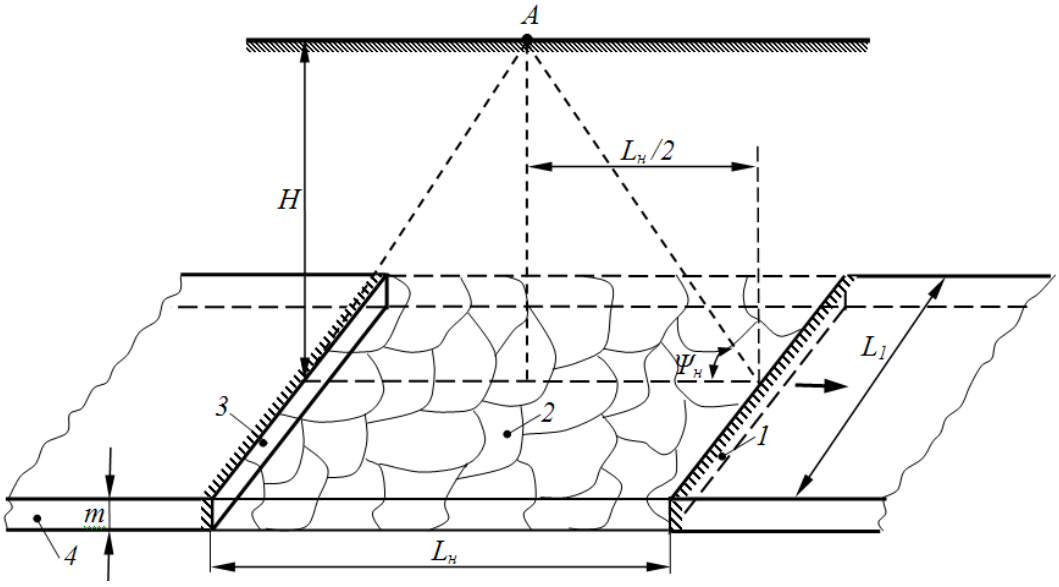
Шахта, пласт, литературный источник	Эмпирические уравнения	Корреляционное отношение	L_H, м
Им. М.В.Фрунзе, h_8, [3]	$\eta_m = 750[0.57 - \exp(-0.003L)]$	0,940	187
Им. П.Л. Войкова, k_5^1, [4]	$\eta_m = 900[0.6 - \exp(-0.003L)]$	0,965	170
Польская шахта, [5]	$\eta_m = 9350[0.12 - \exp(-0.015L)]$	0,997	141
Им. Г.Г. Капустина, $m_3^н$, [6]	$\eta_m = 1500[0.785 - \exp(-0.0075L)]$	0,989	32
«Степная», C_6, [7]	$\eta_m = 1550[0.55 - \exp(-0.026L)]$	0,998	23
«Юбилейная», C_6', [8]	$\eta_m = 1550[0.635 - \exp(-0.0128L)]$	0,971	35

Результаты расчета $L_н$ сведены в таблицу 1. Значения $L_н$ находились в широком диапазоне, который составлял 23÷187м. Это свидетельствует о существенном отличии горно-геологических и горнотехнических условий проведения экспериментов [3 - 8]. Согласно расчетной схеме определения $L_н$ (рис. 2) отличия могли заключаться в мощности пластов (m), глубине ведения очистных работ (H) и размере выработанного пространства L_1, который оставался постоянным в процессе наблюдений. Кроме указанных факторов существенное влияние на величину $L_н$ могли оказывать прочностные свойства подрабатываемых пород (марка угля отрабатываемых пластов) и скорость подвигания очистных забоев ($V_{оч}$).

Параметры указанных факторов приведены в таблице 2.

Парный корреляционный анализ зависимости $L_н$ от каждого из факторов (m, H, L_1, $V_{оч}$) показал разную степень и направленность их влияния. Влияние мощности пласта m на $L_н$ в рассматриваемой выборке характеризовалось незначительным коэффициентом корреляции ($r = -0{,}130$). Отрицательное значение коэффициента корреляции указывает на то, что с увеличением m уменьшается значение $L_н$. Такое изменение рассматриваемых параметров соответствует современным представлениям о влиянии мощности пласта на процессы сдвижения подработанных пород и земной поверхности.

Аналогичным образом согласуется с теорией и практикой ведения горных работ влияние глубины. Существенное значение коэффициента корреляции ($r = 0{,}842$) свидетельствует, что фактор глубины является одним из основных. Положительное значение r указывает, на увеличение $L_н$ с ростом H.



1, 2, 3, 4 – соответственно очистной забой, выработанное пространство, разрезная печь, угольный пласт; m – мощность разрабатываемого пласта; H – глубина горных работ; $\Psi_н$ – угол, определяющий начало сдвижения земной поверхности; L_1 – размер выработанного пространства, который оставался неизменным при проведении экспериментов; $L_н$ - размер выработанного пространства, при котором начинается сдвижение точки А профильной линии, заложенной на земной поверхности в главном сечении; ⟶ - направление подвигания очистного забоя

Рисунок 2 – Расчетная схема определения расстояния $L_н$, при котором начинается сдвижение точки А на земной поверхности

Таблица 2 – Сведения о факторах, определяющих расстояние $L_н$, при котором начинается сдвижение земной поверхности

№ п/п	Шахта, пласт, литературный источник	L_H, м	Условия проведения экспериментов					$\psi_н$, град	$\frac{L_H}{H}$
			Марка угля	m, м	H, м	$V_{оч}$, м/мес	Постоянный размер выработки, L_1, м		
1	им. П.Л. Войкова, k_5^1, [3]	170	А	0,93÷1,07	660÷720	40÷55	1000	64	0,25
2	им. Г.Г. Капустина, $m_3^н$, [4]	32	Г	2,10	260	46÷87	150	76	0,12
3	«Степная», C_6, [5]	23	Г	0,91	106	57	150	67	0,22
4	им. М.В.Фрунзе, h_8, [6]	187	А	1,40	900	30÷75	1000	67	0,21
5	Польская шахта, [7]	141	-	1,65	200÷240	240	190	38	0,64
6	«Юбилейная», C_6', [8]	35	Г	1,00	150	39	206	65	0,23
Коэффициент Корреляции		-	-	-0,130	0,842	0,259	0,832	-	-

Некоторое прямопропорциональное изменение $L_н$ наблюдалось с увеличением скорости подвигания очистного забоя ($r = 0{,}259$).

Высокая корреляционная связь установлена для рассматриваемой выборки между $L_н$ и постоянным размером L_1 выработанного пространства $r = 0{,}832$.

Рассмотренные парные коэффициенты корреляции между $L_н \div m$, $L_н \div H$, $L_н \div V_{оч}$, $L_н \div L_1$, соответственно равны -0,130, 0,842, 0,259 и 0,832. Это указывает на наличие сильной прямой связи $L_н$ с глубиной H и размером выработанного пространства L_1, а также умеренным прямым влиянием скорости подвигания очистного забоя $V_{оч}$ и незначительную обратную связь $L_н$ с мощностью пласта m.

Межфакторная связь между m, H, $V_{оч}$ практически отсутствует (парные коэффициенты корреляции для $m \div H$, $m \div V_{оч}$, $H \div V_{оч}$ соответственно равны -0,025, 0,402, -0,026). Следовательно, эти факторы информативны и их можно включать для дальнейшего анализа.

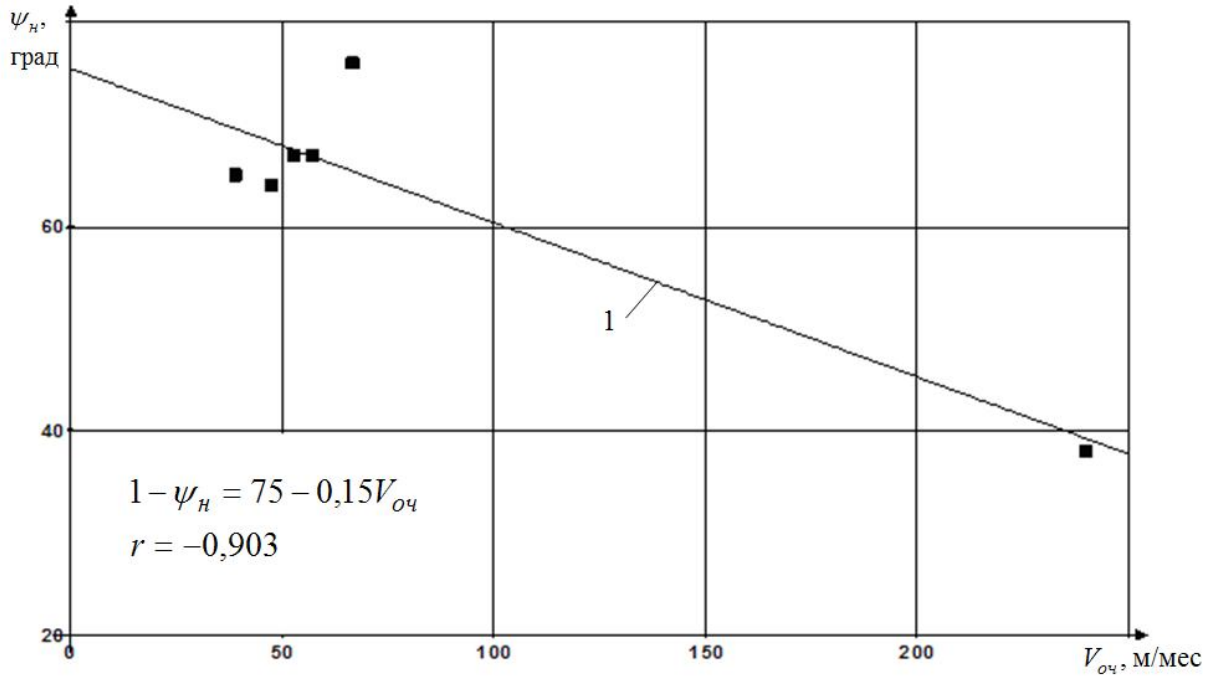
Вместе с тем отмечена высокая межфакторная связь между H и L_1 ($r = 0{,}960$). Исходя из физических представлений, между этими факторами не может быть какой-либо обоснованной зависимости. Она может быть только статистически случайной, что подтверждается рассматриваемой выборкой экспериментальных данных.

При увеличении параметра L_1 значение $L_н$ должно уменьшаться, а по данным выборки оно возрастает. Следовательно, в рассматриваемом случае фактор L_1 не является информативным.

Для оценки возможного влияния прочностных свойств вмещающих пород, исходя из расчетной схемы (рис. 2), рассчитали угол $\psi_н$, соответствующий началу сдвижения точки А на земной поверхности (табл. 2). При средних скоростях подвигания очистных забоев 39÷67 м/мес угол $\psi_н$ находился в диапазоне 64°÷76°. Различий между $\psi_н$ при отработке антрацитовых пластов и пластов с углями марки Г не установлено. Существенно меньшее значение ($\psi_н = 38°$) получено для польской шахты. Отличие условий этой шахты заключалось в высокой скорости подвигания очистного забоя (240 м/мес).

Параметры остальных влияющих факторов были сопоставимы с их значениями при отработке пластов другими шахтами. На основании имеющихся экспериментальных данных наблюдается увеличение $L_н$ с ростом $V_{оч}$. Подтверждением этому может служить график зависимости угла $\psi_н$ от $V_{оч}$ (рис. 3), на котором просматривается тенденция уменьшения $\psi_н$ при увеличении $V_{оч}$.

В практических расчетах нормативными документами отношение L_H/H рекомендуется принимать 0,1÷0,3. Такому диапазону изменения L_H/H соответствуют данные по всем шахтам кроме польской. Повышенное значение этого параметра ($L_H/H = 0{,}64$), можно предполагать, вызвано высокой (240 м/мес) скоростью подвигания забоя (табл. 2).



■ – расчетные значения угла $\psi_н$, соответствующие началу сдвижения точки на земной поверхности;

1 - зависимость угла $\psi_н$ от $V_{оч}$.

Рисунок 3 – График зависимости угла $\psi_н$ от скорости подвигания очистного забоя $V_{оч}$

Учитывая ограниченное количество принятых к анализу объектов, рассматриваемый вопрос требует дальнейшего изучения и более детального уточнения роли влияющих факторов. Однако этот факт не препятствует использованию разработанной схемы для определения условий начального сдвижения земной поверхности при математическом моделировании процессов.

Библиографический список

1. Кулибаба С.Б. Характер развития процесса сдвижения земной поверхности во времени над движущимся очистным забоем / С.Б. Кулибаба, М.Д. Рожко, Б.В. Хохлов // Наукові праці УкрНДМІ НАН України – 2010. - №7. – С. 40 – 54.

2. Филатьев М.В. Влияние развития очистных работ на максимальное оседание земной поверхности / М.В. Филатьев // Уголь Украины. – 2011. - №4. – С. 12-16.

3. Аверин Г.А. Влияние слоистости на оседание земной поверхности / Г.А.Аверин, П.Н.Кирьязев, О.Г.Доценко // Уголь Украины. – 2010. – №10. – С. 34 – 35.

4. Борзых А.Ф. Влияние ширины выработанного пространства на активизацию сдвижения угленосного массива / А.Ф. Борзых, Е.П. Горовой // Уголь Украины. – 1999. - №9. – С. 26-30.

5. Бабенко Е.В. Настройка модели для моделирования сейсмических событий техногенной природы / Е.В. Бабенко // Проблеми гірського тиску, ДонНТУ. – 2009. - № 17. – С. 67 – 93.

6. Иофис М.А. Инженерная геомеханика при подземных разработках / М.А. Иофис, А.И. Шмелёв. – М. : Недра, 1985. – 248 с.

7. Ларченко В.Г. Влияние подземной разработки угольных пластов на состояние земной поверхности / В.Г. Ларченко // Вестник МАНЭБ № 4(12). – С. – Петербург. – 1998, С. 39-41.

8. Назаренко В.О. Розвиток осідань земної поверхні при відході лави від розрізної печі / В.О. Назаренко, П.П. Пилипенко // Вісник ЖДТУ. – 2012. - №1(60). – С. 126 – 129.

Рекомендована к печати д.т.н., проф. Окалеловым В. Н.

Статья поступила в редакцию 05.09.13.

Чепурна Л. О., Антощенко М. І., Філат'єв М. В., Крижановський Ю. Ю.
(ДонДТУ, м. Алчевськ, Україна)

РОЗРАХУНКОВА СХЕМА ПОЧАТКУ ЗРУШЕННЯ ЗЕМНОЇ ПОВЕРХНІ ПРИ ЇЇ ПІДРОБЦІ ВУГІЛЬНИМИ ПЛАСТАМИ

Наведено результати аналізу факторів, що визначають початок зрушення земної поверхні та розроблено схему визначення розмірів виробленого простору, при яких починається зрушення земної поверхні.

Ключові слова: *схема, зсування, прогноз, земна поверхня, вугільний пласт.*

Chepurnaya L. A., Antoshchenko N. I., Filatyev M. V., Kryzhanovskiy Yu. Yu.
(DonSTU, Alchevsk, Ukraine)

THE CALCULATION SCHEME OF BEGINNING DISPLACEMENT OF EARTH SURFACE BY WORKING OUT OF COAL LAYERS

The results of analysis of factors that indicate the beginning displacement the earth surface are presented. It's been developed a scheme for determining the sizes of mined-out space, at which begins displacement of the earth surface.

Key words: *scheme, displacement, forecast, earth surface, coal layer.*

УДК 622.281.4.001

к.т.н. Коробкин С. Г.
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)

МОДЕЛИРОВАНИЕ ДЕЙСТВИЯ ВЗРЫВА В ГОРНОЙ ПОРОДЕ С ПОМОЩЬЮ ЭЛЕКТРОИМПУЛЬСНЫХ РАЗРЯДОВ

Исследована зависимость степени дробления горной породы от конструкции скважинного заряда. Опытное взрывание образцов из эквивалентных материалов проводилось на лабораторном стенде с применением электроимпульсной станции.

Ключевые слова: лабораторный стенд, опытная модель, конструкция заряда, взрыв, дробление, фракции, зависимость.

Введение.

Теория действия взрыва базируется на законе подобия, суть которого заключается в том, что параметры ударных волн не зависит от детонационных параметров взрывчатого вещества, а являются функциями только массы ВВ (или ее энергетического эквивалента и расстояния от геометрического центра взрыва). Кроме того, принимаются допущения, что энергия взрыва выделяется мгновенно. Таким образом, если есть устройство, способное выделять в заданной точке энергию в очень короткий промежуток времени, то им можно моделировать физическое действие взрыва. Такие устройства известны - это машины с электронакопительными конденсаторами, разряжающимися одним из трех способов:

- через проволочку [1];
- через воду (эффект Юткина) [3];
-через воздух (электропробой в воздухе) [3].

Наиболее приемлемым в лабораторных условиях является способ, основанный на моделировании действия взрыва в горной породе через проволочку диаметром 0,35-0,5 мм, взрываемую по методу У.Г.Чейза и Г.К.Море [1].

Цель исследований состоит в изучении степени дробления горной породы в зависимости от конструкции скважинного заряда.

Объектом исследований является модель горной породы, выполненная из эквивалентных материалов в которой располагаются сосредоточенные и рассредоточенные заряды в виде взрывающийся проволоки, подключенной к электроимпульсной станции (ЭИС).

Задача исследований – оценить степень дробления модели горной породы в зависимости от конструкции и расположения скваженного заряда с целью выбора рациональных параметров БВР для обеспечения увеличения зоны регулируемого дробления, уменьшения или ликвидации зоны нерегулируемого дробления, увеличения процента разрушения негабаритных отдельностей.

Электроимпульсная станция (ЭИС) представляет собой отдельный прибор массой около 10 кг, подключаемый к сети переменного тока 220 В. ЭИС имеет три ступени накопления энергии - 100, 200 и 300 Дж.

На рисунке 1 изображена передняя панель управления прибором, на которой расположены:

1 - переключатель заряда конденсаторов или плавного разряда на внутреннюю нагрузку;

2 - вилка подключения боевой линии;

3 - переключатель энергии взрыва;

I ступень - 100 Дж, 2 - 200 Дж. 3 – 300 Дж;

4 - индикатор энергии заряда конденсаторов;

5 - кнопка взрыва;

6 - синхронизирующие контакты.

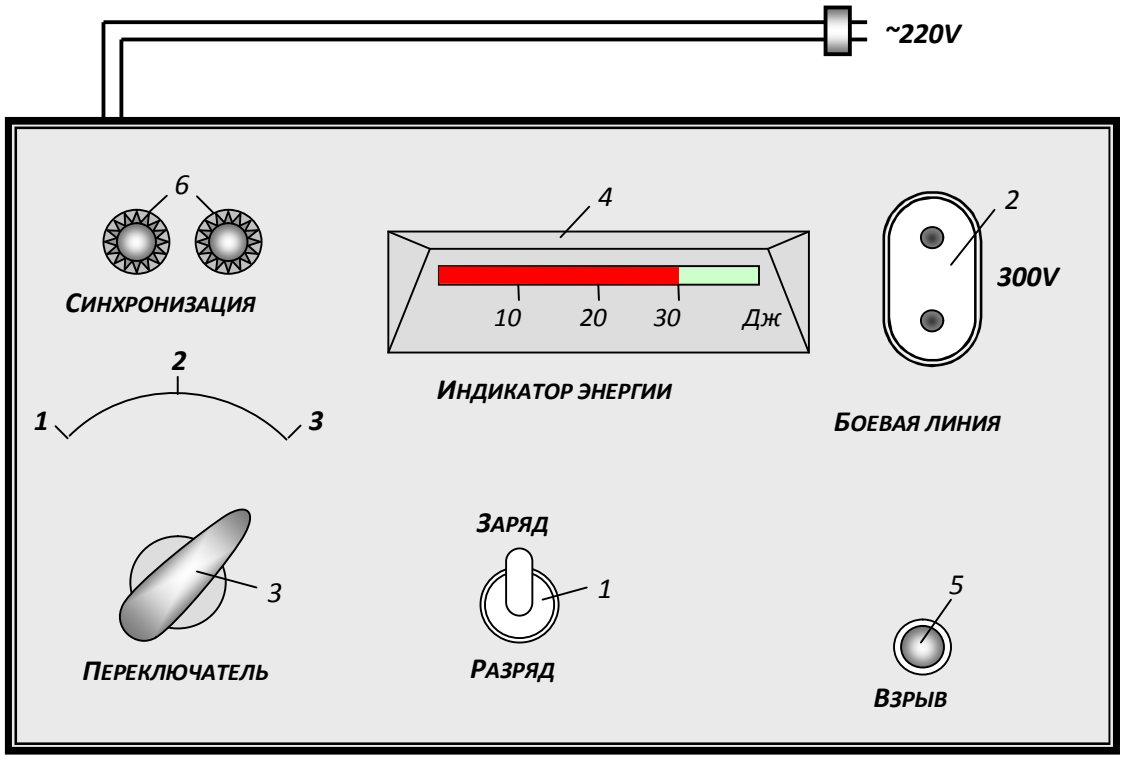


Рисунок 1 – Вид передней панели электроимпульсной станции

ЭИС работает следующим образом. К боевой линии 2 подключается испытываемый образец в собранном виде со взрывной проволочкой, предварительно помещенный в отдельную взрывную камеру. ЭИС подключается в сеть 220В. Переключатель ступеней накопления энергии 3 устанавливается в нужное положение 100, 200 или 300 Дж. Тумблер переключателя зарядов конденсаторов 3 – в положение «Заряд». После накопления энергии на индикаторе 4 нажимается кнопка взрыва 5.

При взрывании в породном массиве выделяют две характерные зоны дробления. Непосредственно вблизи заряда ВВ все отдельности разрушаются на значительное число кусков от действия волн напряжений и давления газов взрыва. Изменяя параметры заряда, можно направленно изменить степень (крупность) дробления в этой зоне, называемой зоной регулярного дробления. Радиус этой зоны с изменением параметров взрывания изменяется дискретно на одну, две, три разрушаемые отдельности (т.е. пропорционально среднему размеру отдельности в массиве d_0 в зависимости от категории трещиноватости взрываемого массива).

За пределами зоны регулируемого дробления разрушение отдельностей, слагающих остальной объем взрываемого массива, происходит за счет механического воздействия на него расширяющегося объема породы под действием кинетической энергий расширяющихся газообразных продуктов взрыва. Разрушение отдельностей в этой зоне носит вероятностный характер: отдельность может разрушаться на две-три части при наличии в ней дефектов или неоднородностей, ослабляющих ее в отдельных сечениях. Эта зона называется зоной практически нерегулируемого или малорегулируемого дробления.

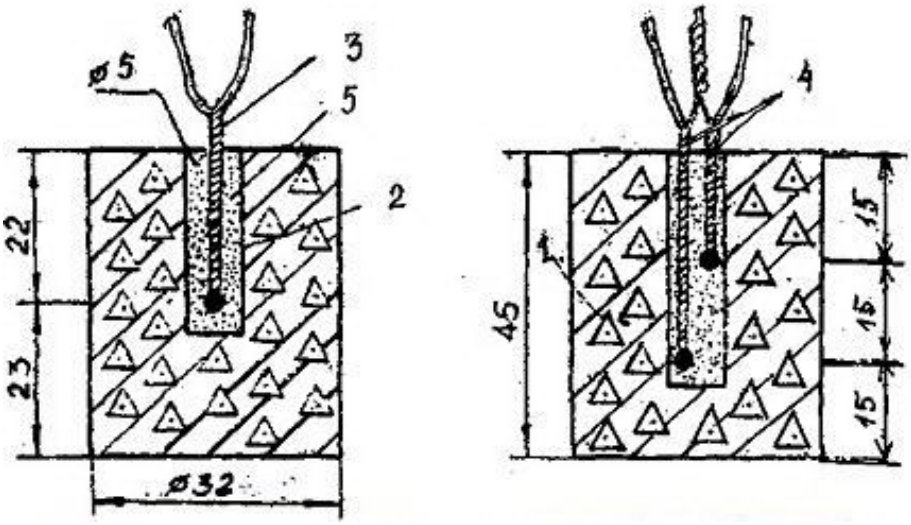
Для проведения экспериментальных исследований готовились образцы из эквивалентного материала состоящие из смеси песка, древесной муки и гипса в соотношении 1:1:0,5.

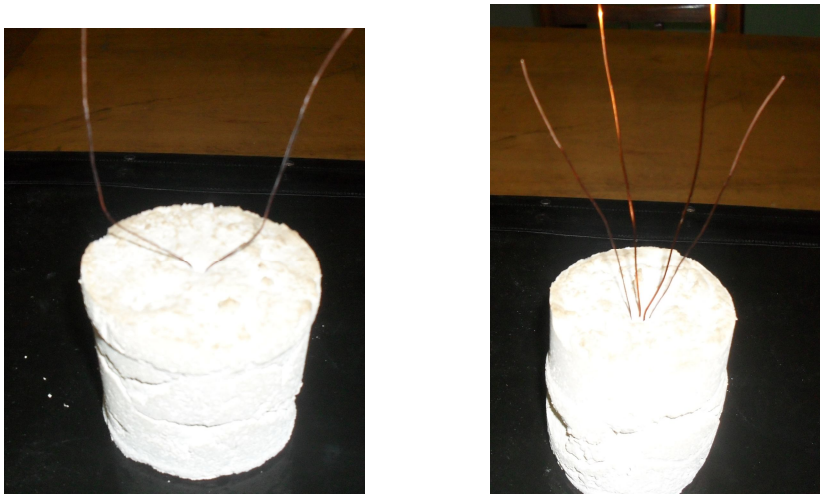
Образец 1 для испытаний (рисунок 2) изготавливался из заранее отлитой и высушенной заготовки цилиндрической формы диаметром 32 мм в котором просверливался шпур 2 диаметром 5 мм для размещения разрядников с сосредоточенным 3 или рассредоточенным 4 зарядом. В качестве шпуровой забойки 5 использовался гипсовый раствор.

Первая половина образцов снабжалась точечным (сосредоточенным) зарядом, расположенным в центре, вторая – рассредоточенным зарядом, разделенным на две части. Соединение линии рассредоточенного заряда – последовательное для равномерного распределения между ними электрической энергии, накопленной конденсаторами ЭИС.

Собранный в «боевую» линию с ЭИС испытуемый образец показан на рисунке 3. На рисунке 4 изображен разрушенный после испытаний образец.

Оба типа образцов подрываются одинаковой энергией 300 Дж.





1 – образец, 2 – шпур, 3 – разрядник с сосредоточенным зарядом,
4 – разрядник с рассредоточенным зарядом, 5 – забойка

Рисунок 2 – Конструкция испытываемых образцов

Рисунок 3 – Используемый образец соединенный в «боевую» линию с ЭИС

Рисунок 4 – Образец после испытаний

Раздробленный материал просеивался по классам крупности на ситах с ячейками 2, 4, 6, 8, 15, 20 мм при средней массе одного образца 85г.

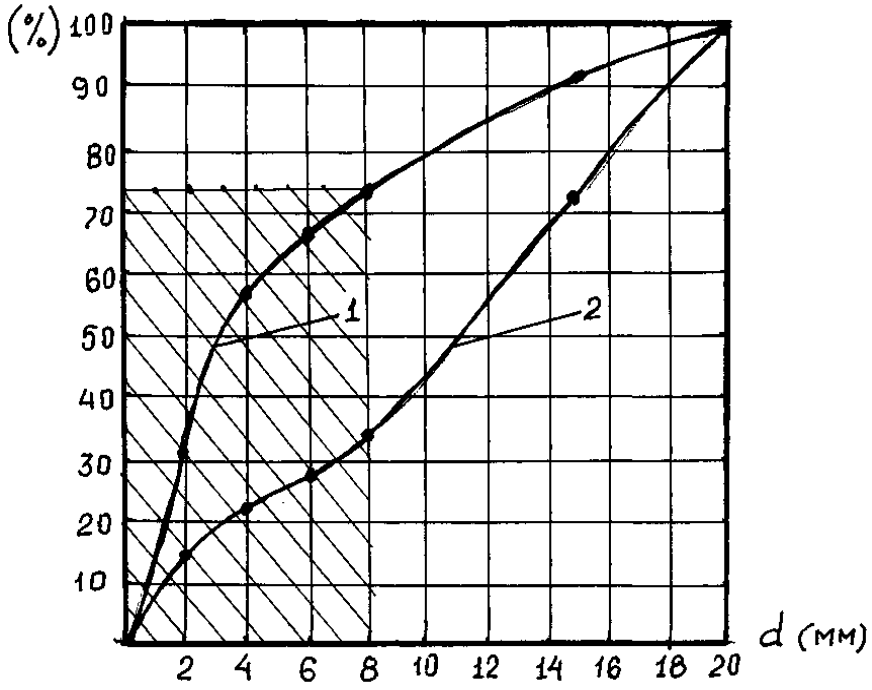
Усредненные результаты опытов представлены в таблице 1.

По табличным данным построены графики зависимости процентного содержания различных фракций раздробленных образцов для разных конструкций зарядов (рисунок 5).

Таблица 1 – Усредненные результаты просеивания раздробленной породы на фракции*

Конструкция заряда	Показатели	Размер ячеек сита (мм)					
		2,0	4,0	6,0	8,0	15,0	20,0
Сосредоточенный	Масса фракций, (г)	11,05	5,95	4,25	5,1	33,15	25,5
	Выход, (%)	13	7	5	6	39	30
Рассредоточенный	Масса Фракций, (г)	26,35	20,4	8,5	5,95	16,15	7,65
	Выход, (%)	32	24	10	7	19	9

* Надрешетный и подрешетный состав при просеивании разрушенных образцов составил в среднем 6-8% и на конечный результат существенного влияния не оказал.



1 – рассредоточенный заряд, 2 – сосредоточенный заряд,

- область рационального дробления.

Рисунок 5 – Кумулятивные кривые раздробленных образцов

Выводы:

1. Предложен способ моделирования воздействия взрыва на горную породу зарядами различной конструкции.

2. Получена зависимость процентного содержания различных фракций раздробленного материала от конструкции заряда.

3. Обозначена область наиболее рационального дробления с меньшим выходом «негабарита».

Библиографический список

1. Чейз У.Г. Электрический взрыв проводников / У.Г.Чейз, Г.К.Мур. – М.: Мир, 1965. – 360с.

2. Кутузов Б.Н. Разрушение горных пород / Б.Н.Кутузов, А.Ф.Суханов. – М.: Недра, 1989. – 321с.

3. Кутузов Б.Н. Оценка взрывного разрушения горных пород / Б.Н.Кутузов, В.К.Рубцов. – М.: 1970. – 128с.

Рекомендована к печати д.т.н., проф. Литвинским Г. Г.

Статья поступила в редакцию 29.10.13

к.т.н. Коробкін С. Г. *(ДонДТУ, м. Алчевськ, Україна)*

МОДЕЛЮВАННЯ ДІЇ ВИБУХУ В ГІРСЬКІЙ ПОРОДІ ЗА ДОПОМОГОЮ ЕЛЕКТРОІМПУЛЬСНИХ РОЗРЯДІВ

Досліджена залежність ступені роздрібнення гірської породи від конструкції скважиного заряду. Опитне підривання зразків з еквівалентних матеріалів проваджувалось на лабораторному стенді з застосуванням електроімпульсної станції.

Ключові слова: лабораторний стенд, опитна модель, конструкція заряду, вибух, роздрібленя, фракції, залежність.

Korobkin S. G. *(DonSTU, Alchevsk, Ukraine)*

SIMULATION OF THE EFFECTS OF THE EXPLOSION IN THE ROCK WITH THE HELP OF ELECTROIMPULSE DISCHARGES

Reserching the dependence of rock fragmentation degree from design downhole charge. Experimental blasting samples from equivalent materials was carried out on the bench with the use of electro station.

***Key words**: laboratory stand experienced model, charge design, blast, fragmentation, factions, dependence.*

УДК 621.314 : 622.44

к.т.н. Калюжный С. В.
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)

ПРИМЕНЕНИЕ ДЛЯ ВЕНТИЛЯТОРОВ ГЛАВНОГО ПРОВЕТРИВАНИЯ УГОЛЬНЫХ ШАХТ ЭЛЕКТРОПРИВОДА С МОМЕНТНОЙ МЕХАНИЧЕСКОЙ ХАРАКТЕРИСТИКОЙ

Обоснование целесообразности применения нового способа регулирования производительности вентиляторов главного проветривания угольных шахт, который заключается в стабилизации депрессии, создаваемой вентилятором с электроприводом, обладающим, "моментной" механической характеристикой.

Ключевые слова: *электропривод вентиляторов главного проветривания, токопараметрический асинхронно-вентильный каскад, шахтная вентиляционная сеть, стабилизация депрессии.*

Известно, что проветривание угольных шахт с помощью вентиляторов главного проветривания (ВГП), которые относятся к потребителям первой категории, является наиболее энергоемким технологическим процессом. Более 30% потребляемой шахтой электроэнергии приходится на их долю, а с учетом того, что мощность приводных двигателей ВГП составляет 1000 – 1600 кВт, а наиболее мощных установок – до 4000 кВт, проведение работ по модернизации электропривода (ЭП) вентиляторов имеет не только теоретическое, но и большое практическое значение.

В процессе ведения горных работ режим проветривания шахты претерпевает изменения, обеспечивать его оптимизацию возможно путем применения системы автоматического регулирования параметров вентилятора. Это может быть реализовано наиболее эффективно только за счет плавного регулирования скорости вращения ротора приводного двигателя [1].

Целью настоящей статьи является обоснование целесообразности применения нового способа регулирования производительности ВГП угольных шахт, который заключается в стабилизации депрессии, создаваемой вентилятором с ЭП, обладающим крутопадающей, так называемой, «моментной» механической характеристикой. Указанный ЭП получил название *токопараметрический асинхронно-вентильный каскад* (*ТПАВК*) и подробно описан в [2]. Он является усовершенствованием ЭП, построенного по традиционной схеме *АВК*, за счет введения в цепь постоянного тока инвертора ведомого сетью, высоконадежного параметрического источника тока (*ПИТ*) на базе LC-элементов с неуправляемым (диодным) выпрямителем на выходе.

На рисунке 1 приведена естественная механическая характеристика *1* двигателя, а также характеристика *2,* которую будет иметь ЭП при питании от преобразователя, выполненного по схеме *ТПАВК*. Там же даны разные нагрузочные (вентиляционные) характеристики. Точки *a, b, c, d* являются рабочими для новой схемы ЭП.

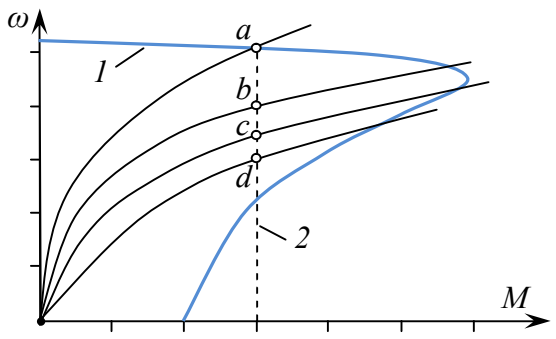


Рисунок 1 – Механические характеристики

Шахтная вентиляционная сеть (ШВС) представляет собой совокупность разветвленных горных выработок, в которых происходит течение воздуха. ВГП угольной шахты передает получаемую от двигателя механическую энергию потоку воздуха,

движущемуся в ШВС. В сети условно различают два вида потерь давления:

– *Потери на трение,* обусловленные плотностью воздушных масс, возникающие в результате обмена количеством движения при ламинарном или турбулентном течении соседних слоёв воздуха, движущихся с разными скоростями. Эти потери определяют для отдельных участков сети, по выражению

$$\Delta h_m = \lambda \frac{l}{d} \rho \frac{v^2}{2}, \qquad (1)$$

где λ – коэффициент потерь на трение, определяемый экспериментально или по полуэмпирическим формулам для установившихся равномерных течений и зависящий от числа Рейнольдса (Re^*); l – длина участка сети; d – приведенный диаметр воздушного потока; v, ρ – скорость потока и его плотность.

– *Местные потери давления* в элементах сети, составляющие основную долю суммарных потерь давления

$$\Delta h_м = \xi_м \rho \frac{v^2}{2}, \qquad (2)$$

где ξ – безразмерный коэффициент местных потерь давления, который может определяться по методике В. С. Пака, Г. А. Бабака, Е. М. Левина и др. авторов.

В соответствии с приведенными уравнениями, потери давления, при достаточно больших числах Re^* (что справедливо для шахтных ВГП работающих с диффузорами), являются функцией квадрата скорости воздушного потока во всех сечениях сети

$$\Delta h = K_c Q^2, \qquad (3)$$

где K_c – параметр ШВС, характеризующий при заданной производительности (Q) ВГП суммарные потери давления в сети, которые находятся по законам последовательно-параллельного соединения отдельных участков сети.

Параметр K_c называют ещё аэродинамическим сопротивлением вентиляционной сети. Уравнение (3) принято называть *характеристикой ШВС*, которая будет использоваться далее для определения рабочего режима вентилятора (рисунок 2).

Особенностью ШВС является изменение её аэродинамического сопротивления в процессе эксплуатации шахты, зависящее от длины, поперечного сечения и числа горных выработок, шероховатости их стенок, типов сопряжений между собой. Кроме того при эксплуатации шахты изменяется расход воздуха Q, который не является постоянной величиной при добыче полезного ископаемого, а зависит от количества вредных газов в горных выработках, величины утечек воздуха между параллельными выработками и т. п.

Известно, что аэродинамическое сопротивление ШВС изменяется в 4 – 10 раз по отношению к первоначальному расчетному, с которым шахта начинает работать. Используя (1) и (2), согласно теории подобия, выводятся зависимости для перерасчета производительности Q, давления H и мощности P, потребляемой двигателем вентилятора из электрической сети, при разных диаметрах D_k рабочих колес, угловой скорости вращения ω и плотности ρ воздушной среды

$$\frac{Q_1}{Q_2} = \left(\frac{D_{k1}}{D_{k2}}\right)^3 \frac{\omega_1}{\omega_2};$$

$$\frac{H_1}{H_2} = \left(\frac{D_{k1}}{D_{k2}}\right)^2 \left(\frac{\omega_1}{\omega_2}\right)^2 \frac{\rho_1}{\rho_2}; \qquad (4)$$

$$\frac{P_1}{P_2} = \left(\frac{D_{k1}}{D_{k2}}\right)^5 \left(\frac{\omega_1}{\omega_2}\right)^3 \frac{\rho_1}{\rho_2};$$

Зависимость между величинами расхода воздуха и давления, если пренебречь естественной тягой, может быть представлена в виде кривых, характеризующих ШВС при определенных условиях эксплуатации с данным типом вентилятора (рисунок 2).

Так как для ВГП практически на всех шахтах Украины сейчас применяются системы нерегулируемого ЭП, то двигатель вентилятора потребляет, в большинстве случаев, заведомо избыточное количество электрической энергии.

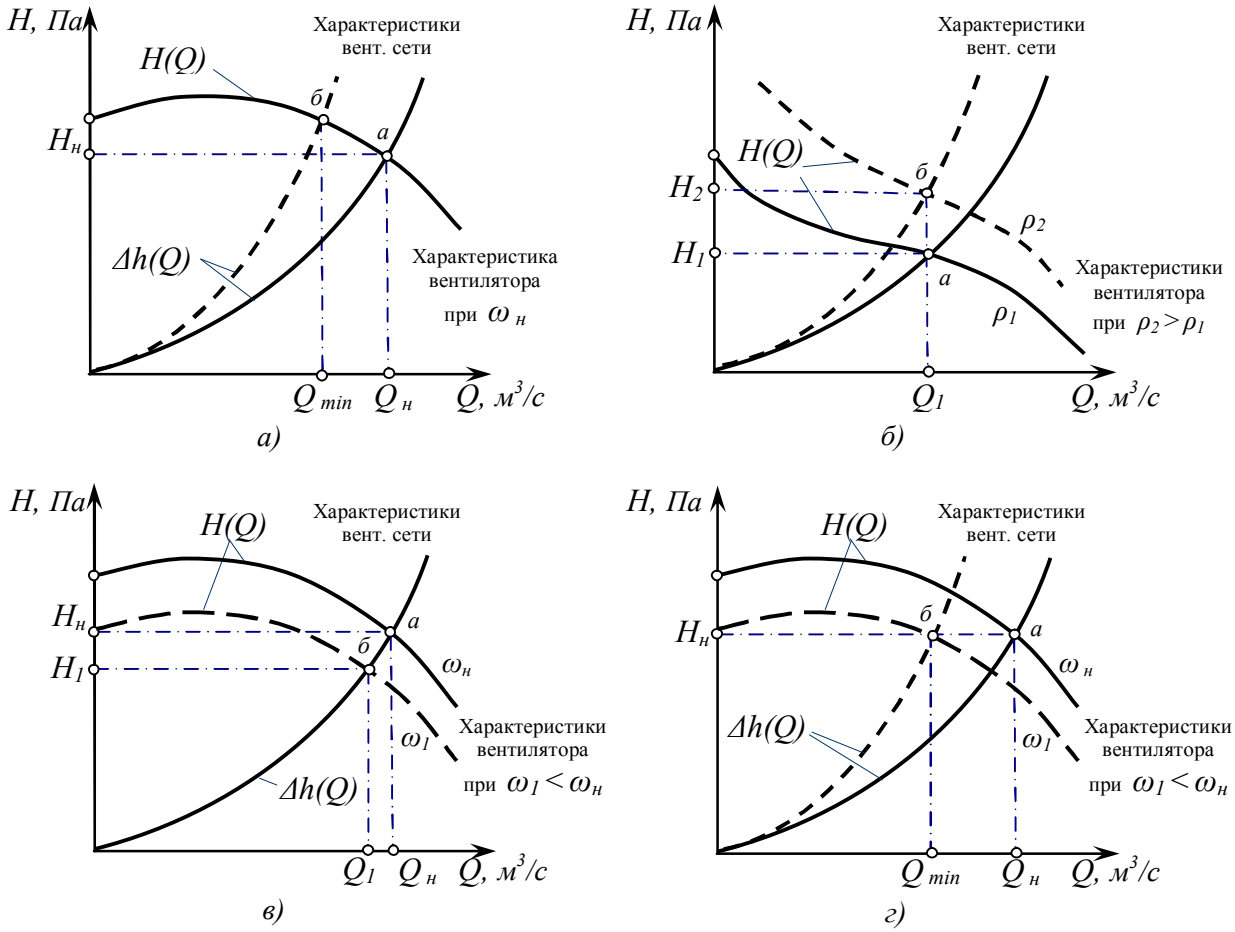


Рисунок 2 – К вопросу определению рабочего режима вентилятора:

а – при изменении характеристики вентиляционной сети; *б* – при изменении плотности воздушной среды; *в* – при изменении скорости вращения двигателя; *г* – при регулировании производительности с автоматическим поддержанием давления

Существует и другой аспект, который при нерегулируемом ЭП вентиляторов вышеуказанных систем вообще не может рассматриваться – это вопрос автоматического управления производительностью вентилятора в функции непрерывного поддержания ним необходимой депрессии воздушных масс в вентиляционном стволе шахты.

Кроме изменяющегося аэродинамического сопротивления на уровень депрессии оказывает влияние: температура наружного воздуха, поступающего в шахту (сезонные и суточные колебания), температура воздуха непосредственно на технологических и добычных участках шахты; газодинамические процессы при выемке угля и других пород в том или ином забое; эффективность работы систем местной вентиляции и орошения добычных и проходческих участков шахты; корректность расчетов и применения различных вентиляционно-технических мероприятий.

Также необходимо не забывать, что режим проветривания шахты характеризуется непрерывными изменениями расходов воздуха, вызванными воздействием регулирующих устройств или производственными операциями (открыванием и закрыванием вентиляционных дверей, проездом вагонеток и поездов, движением угля в лавах на крутых пластах, движением машин в лавах, движением клетей и скипов в стволах и др.). Следовательно, ВГП шахты практически

постоянно работает в переходном аэродинамическом режиме и поэтому регулируемый ЭП с системой автоматического управления процессом проветривания шахты для него крайне необходим.

Рассмотрим подробно изменение рабочего режима вентилятора, установленного в сети с параболической характеристикой вида (3), при наличии возмущающих факторов указанных выше.

Увеличение сопротивления сети за счет снижения темпов ведения проходческих и очистных работ, приводит (рисунок 2, *а*) к уменьшению расхода воздуха через сеть на $\Delta Q = Q_н - Q_{\min}$, по отношению к номинальному режиму работы вентилятора. Уменьшение расхода воздуха зависит также от формы характеристики *H(Q)* вентилятора, и будет максимальным на участках, близких к горизонтальным, где ВГП работает именно с максимальным КПД.

При изменении плотности перемещаемого ВГП воздуха (рисунок 2, *б*) имеем, что плотность воздуха при входе в вентилятор, в соответствии с уравнением состояния, как указывалось, может меняться при изменении давления, температуры или влажности. При постоянных значениях величин D_k и ω, производительность вентилятора не зависит, как следует из первой формулы системы уравнений (4), от плотности, а давление H, развиваемое вентилятором, и потребляемая ним мощность P прямо пропорциональны плотности перемещаемого воздуха. С увеличением плотности в m раз, создаваемое вентилятором давление (при Q – *const*) возрастает в m раз. Сопротивление сети при этом же расходе воздуха также возрастает в m раз, следовательно, согласно (1) и (2) точка рабочего режима вентилятора сдвинется по вертикали (отрезок *а-б* на рисунке 2, *б*). При этом производительность вентилятора и его КПД не изменятся, возрастет только создаваемое давление и потребляемая мощность.

При изменении скорости вращения двигателя и, соответственно, колеса вентилятора и неизменной характеристике сети (рисунок 2, *в*) имеем следующий режим. В соответствии с (4), при постоянном диаметре D_k и плотности ρ воздушной среды с уменьшением скорости вращения ω в m раз производительность и давление вентилятора падают соответственно в m и m^2 раз. При этом точка, соответствующая рабочему режиму вентилятора, переместится вниз по параболе, совпадающей с характеристикой сети. В соответствии с законом подобия для вентиляционных машин (для малых изменений параметров), КПД вентилятора останется прежним, а давление H_1 на выходе вентилятора, а, следовательно, и депрессия воздушной среды в шахте, снизятся по отношению к заданному, например, номинальному значению. Последнее обстоятельство является нежелательным с точки зрения газовой безопасности, а также по условиям обеспечения комфортности работы людей в шахте.

Описанные три режима работы ВГП шахты имеют следующие недостатки по сравнению с номинальным режимом безопасной эксплуатации:

– при изменении конфигурации ШВС в сторону её сокращения, а также при увеличении плотности воздушной среды, возрастает давление создаваемое вентилятором и, как следствие, потребляемое двигателем количество электрической энергии;

– с целью снижения непроизводственных потерь электроэнергии, наиболее целесообразным является способ плавного регулирования скорости рабочего колеса вентилятора вниз от номинальной, который необходимо осуществлять при постоянном контроле депрессии воздушной среды с помощью специальных измерительных приборов (так делается сейчас, если есть возможность частотного регулирования скорости двигателя вентилятора).

Если подходить традиционно к вопросу реализации способа автоматического управления производительностью вентилятора, то для его осуществления необходимы мощные преобразователи (*АВК* или *ПЧ*), с помощью которых может регулироваться скорость приводного электродвига-

теля (асинхронного или синхронного), а также нужны датчики давления и расхода воздуха с помехозащищенными линиями передачи информации. К сожалению, на сегодняшний день указанные выше преобразователи большой мощности, предлагаемые промышленностью, не обладают той надежностью в работе, какая необходима для потребителей первой категории - ВГП. Современные тиристорные и транзисторные преобразователи требуют наличия на шахте электротехнического обслуживающего персонала высокой квалификации, который не всегда имеется, кроме того, стоимость таких преобразователей, особенно при высоковольтном двигателе вентилятора, пока остается недоступной для большинства шахт.

В статье предлагается применить для ВГП «моментный» ЭП, позволяющий реализовать принципиально новый (менее энергоёмкий, более безопасный и полностью автоматизированный) способ проветривания горных выработок, в основе которого лежит концепция стабилизации депрессии.

Принимая во внимание известное соотношение для мощности P (кВт), на валу вентилятора и приравняв его к соотношению для мощности двигателя, имеем:

$$P = \frac{H \cdot Q}{\eta} 10^{-3} = M \cdot \omega; \qquad (5)$$

где H – давление (напор) вентилятора, *Па*; Q – объемная производительность (подача), $м^3/с$; η – КПД вентилятора и передачи; M – электромагнитный момент на валу двигателя, *кН·м*; ω – скорость вращения двигателя, $с^{-1}$.

Из (4) и (5) следует, что в виду того, что между подачей ВГП и скоростью существует строгая пропорциональность, то давление будет находиться в такой же зависимости от момента, развиваемого приводным двигателем. Из сказанного вытекает, что в случае регулирования скорости двигателя при помощи преобразователя по схеме *ТПАВК*, позволяющего одновременно стабилизировать его электромагнитный момент (без наличия обратной связи по току ротора), то вентилятор обеспечит на своем выходе неизменное давление воздуха. Указанный новый способ регулирования иллюстрирует рисунок 2,*г*). Вентилятор работает, например, в т. «*а*» и обеспечивает номинальную подачу $Q_н$ воздуха с номинальным напором $H_н$ при заданной характеристике ШВС.

При закрытии каких-то вентиляционных ляд или дверей возрастает сопротивление сети и вентилятор автоматически сам уменьшает подачу воздуха за счет снижения скорости двигателя до значения ω_1 (рабочий режим вентилятора без вмешательства обслуживающего персонала переходит в т. «*б*»). Изменение режима работы происходит строго по горизонтальному отрезку *а-б* при поддержании на номинальном уровне напора. Снижение скорости двигателя ВГП шахты даст значительную экономию электрической энергии, а также позволит увеличить ресурс работы подшипников, сальников и прочего механического оборудования вентилятора. Длительное снижение скорости вентилятора, без поступления команды на выполнение данной операции со стороны дежурного персонала, должно включить тревожный сигнал, указывающий на нестандартную ситуацию с вентиляцией в шахте. Указанная процедура важна с точки зрения пыле- и взрывобезопасности.

Можно предположить, что будет возможным, с какой-то степенью реализации (требующей экспериментальной проверки) ещё и следующий аспект безопасности. При внезапных выбросах угля и газа в шахте произойдет естественный «подпор» для движения свежей струи воздуха на определенном участке ШВС, поэтому должна кратковременно несколько снизиться депрессия, что равнозначно разгрузке ВГП, а это приведет, при «мягкой» (моментной, рисунок 1) механической характеристике ЭП и всасывающем способе проветривания шахты, к увеличению скорости рабочего колеса вентилятора. Последнее обстоятельство, несомненно, будет способствовать более быстрому удале-

нию из шахты выброшенных веществ, и, следовательно, вероятность возникновения опасной ситуации в шахте снижается.

Выводы и направление дальнейших исследований.

ЭП с моментной механической характеристикой по схеме *ТПАВК* позволяет получить для вентиляторов главного проветривания такие преимущества:

– обеспечивается полностью автоматическое регулирование скорости ЭП в функции поддержания постоянства момента на валу двигателя, а значит создаваемой депрессии;

– имеется возможность получения различных моментных механических характеристик, за счет подведения дополнительной энергии к ротору двигателя от *ПИТ* (например, при переключении отпаек трансформатора на стороне сети);

– обеспечивается плавность пуска привода вентилятора и, как следствие, уменьшение нагрузок на механическое и электрическое оборудование ВГП и питающей, в большинстве случаев, высоковольтной сети;

– достигается энергосбережение при перепадах температуры и изменении сопротивления ШВС в автоматическом режиме и без наличия сложной системы управления преобразователем с разветвленной системой датчиков, в отличие от аналогичных других систем;

– имеется повышенная эксплуатационная надежность схемы ЭП за счет стабилизации тока ротора с помощью *ПИТ*, а не за счет изменения угла инвертирования, как это делается в традиционной схеме *АВК*.

Исследования [3] показывают, что ЭП по схеме *ТПАВК* для ВГП с двигателем мощностью 630 кВт позволяет сэкономить при температурных суточных перепадах около 175 тыс. кВт·ч или, примерно, 136 тыс. грн. за год, при работе на номинальную вентиляционную сеть. В случае технологических изменений ШВС в сторону уменьшения на 20%, возможно получение дополнительной годовой экономии в размере 278 тыс. кВт·ч. При увеличении установленной мощности двигателя ВГП, а также при более значительных сокращениях ШВС, указанная экономия возрастает в несколько раз.

Срок окупаемости ЭП по схеме *ТПАВК* не будет превышать один год, при наличии на поверхности шахты свободной мощности на стороне сети до 1000 В. Отдельный трансформатор с отпайками или *ПИТ* с отпайками достаточно просто и, главное, предельно надежно решают вопрос ступенчатого регулирования скорости ВГП в широком диапазоне при одновременной стабилизации депрессии. К сожалению, для вентиляторов на базе синхронных приводных двигателей, понадобится замена индуктора постоянного тока на фазный ротор, в таком случае срок окупаемости модернизации ЭП вентилятора возрастает.

Библиографический список

1. Концепция снижения энергопотребления стационарными установками угольных шахт / Е. А. Вареник, Н. А. Омельченко, А. А. Дубинский, Р. М. Лабезник // Уголь Украины. – Київ : Логос. – 2010. – № 1. – С. 7 – 20.

2. Снижение энергетических и эксплуатационных расходов стационарных установок / И. В. Волков В. В. Калюжный, В. Н. Окалелов, С. В. Калюжный, А. М. Ященко, В. А. Корсун // Уголь Украины. – Київ : Логос. – 2010. – № 3. – С. 10 – 12.

3. Дюмин М. С. Энергетические показатели вентиляторов главного проветривания угольных шахт с электроприводом токопараметрического асинхронно-вентильного каскада / М. С. Дюмин, В. В. Калюжный // Сборник научных трудов студентов Донбасского государственного технического университета. – Алчевск : ДонГТУ. – 2013. – Вып. 6, ч. 1. – С. 99 – 104.

Рекомендована к печати д.т.н., проф. Финкельштейн З. Л.

Статья поступила в редакцию 14.10.13

к. т. н. Калюжний С. В. *(кафедра ГЕМ і О ДонДТУ, м. Алчевськ, Україна)*

ЗАСТОСУВАННЯ ДЛЯ ВЕНТИЛЯТОРІВ ГОЛОВНОГО ПРОВІТРЮВАННЯ ВУГІЛЬНИХ ШАХТ ЕЛЕКТРОПРИВОДА З МОМЕНТНОЮ МЕХАНІЧНОЮ ХАРАКТЕРИСТИКОЮ

Обґрунтування доцільності застосування нового способу регулювання продуктивності вентиляторів головного провітрювання вугільних шахт, який полягає в стабілізації депресії, створюваної вентилятором з електроприводом, який має, "моментну" механічну характеритику.

Ключові слова: *електропривод вентиляторів головного провітрювання, струмопараметричний асинхронно-вентильний каскад, шахтна вентиляційна мережа, стабілізація депресії.*

Ph.D. Kaluigniy S. V. *(department of mining energomechanics and equipment DonSTU, Alchevsk, Ukraine)*

THE USE FOR A MAIN FANS COAL MINE ELECTRIC DRIVE WHICH HAS "TORQUE" MECHANICAL CHARACTERISTICS

Justification advisability the use of a new method of adjustment the performance of main fans coal mines, which is to stabilize the depression created by a fan with electric drive which has "torque" mechanical characteristics.

Keywords: *electric drive of main fans, current - parametric asynchronously-valve cascade, mine ventilation network, the stabilization of depression.*

УДК 62(09)

к.т.н Рутковский Ю. А.,
к.э.н. Зинченко А. М.,
Стародубов С. Ю.
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)

ОСНОВАТЕЛЬ ИНЖЕНЕРНОЙ ШКОЛЫ ГОРНЫХ МЕХАНИКОВ И МАШИНОСТРОИТЕЛЕЙ РОССИИ

(к 175-летию со дня рождения И. А. Тиме)

Статья посвящена выдающемуся русскому учёному и инженеру Ивану Августовичу Тиме. Обобщены основные научные и практические достижения И.А. Тиме. Показано значение деятельности И.А. Тиме для развития горной, металлургической и машиностроительной промышленности Донбасса в начале XX века.

Ключевые слова: *Тиме Иван Августович, промышленность Донбасса, русские инженеры, история техники.*

В 2013 году исполняется 175 лет со дня рождения Ивана Августовича Тиме (1838 – 1920 гг.). Он является одним из наиболее талантливых и ярких учёных в области горной механики и машиностроения, рождённых эпохой XIX века. Вторая половина этого века характеризовалась ускоренными темпами развития промышленности России.

Рисунок 1 – Тиме Иван Августович

В этот период строились новые шахты и металлургические заводы, создавалось новое шахтное и металлургическое оборудование. Создание технологически сложных машин и оборудования потребовало глубокого изучения физических процессов, происходящих при их работе, что является теоретической основой для проектирования и изготовления. В многочисленных трудах И.А. Тиме разработаны научные основы многих направлений техники, прежде всего в областях горной механики, машиностроения и энергетики. Инженерные школы, основанные И.А. Тиме, в значительной степени определили развитие научно-технического прогресса России.

Окончив в 1858 году Петербургский Горный институт, Иван Тиме более 55 лет проектировал и конструировал машины, одновременно создавая научные основы их разработки. Из этого периода более 45 лет И. Тиме активно занимался проблемами развития промышленности юга России, особенно проблемами Донбасса в связи с расширением добычи каменного угля и развития горнорудной и металлургической промышленности. По результатам своих исследований и разработок только в «Горном журнале» им было опубликовано более 200 статей и изданы 22 книги по различным отраслям техники. Перечислим главные из них.

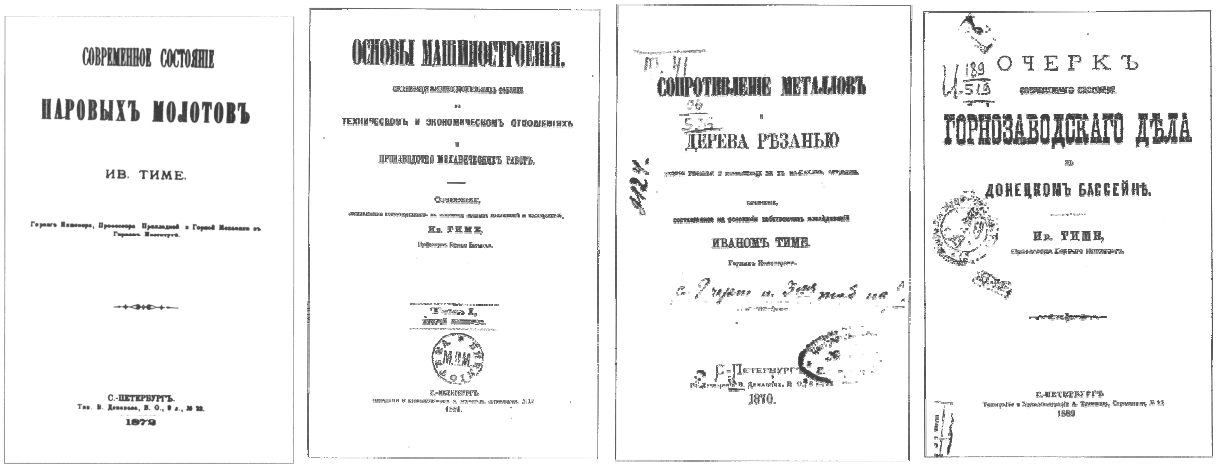


Рисунок 2 – Титульные листы книг И.А. Тиме

В области гидравлики:

1. «Современное состояние турбин» (1873 г.).

2. «Курс гидравлики» Т.1 (1892 г.).

3. «Курс гидравлики» Т.2 (1894 г..).

В области проектирования и эксплуатации паровых котлов и паровых машин:

1. «Практический курс паровых котлов» (1886 г.).

2. «Практический курс паровых машин» (1887 г.).

Рудничным (горнодобывающим) машинам посвящены:

1. «Справочная книга для горных инженеров» (1899 г.).

2. «Южнорусские горные заводы» (1893 г.).

Заводские машины описаны в книгах:

1. «Современное состояние паровых молотов» (1873 г.).

2. «Теория и построение железнодорожных машин» (1872 г.).

В области технологии машиностроения:

1. «Сопротивление металлов и дерева резанию» (1870 г.).

2. «Основы машиностроения» Т.1 (1883 г.), Т.2 (1884 г.), Т.3 (1885 г.).

Проблемы горнозаводской промышленности освещены в работах:

1. «О необходимости скорейшего водворения в России самостоятельного чугуноплавильного производства на минеральном топливе» (1877 г.).

2. «Очерк современного состояния горнозаводского дела в Донецком бассейне» (1889 г.).

Особая роль принадлежит И.А. Тиме в развитии Луганского литейного завода, куда он был направлен для работы в начале 1868 года. Здесь на высоком инженерном уровне им были блестяще решены задачи по проектированию и изготовлению горного и металлургического оборудования, которое до этого времени в России не изготовлялось. Первый 2,5-тонный паровой молот был изготовлен на Луганском заводе по его проекту.

При создании сложного заводского оборудования И.А. Тиме первым применяет новые технологические процессы. При этом он никогда не отделял практическую работу от научной. После осуществления в металле его проекта, как правило, следовало научное обобщение. Так было и на Луганском заводе. Здесь параллельно с решением проблем технологии изготовления деталей, требующих высокой точности, И.А. Тиме исследует физическую сущность процесса снятия слоя материала при механической обработке. На основании обобщения результатов экспериментов, проведенных им в мастерских Луганского завода, он создаёт теорию резания материалов, которая была изложена им в 1870 году в книге «Сопротивление металлов и дерева резанию». Учёный совет Петербургского Горного института высоко

оценил научный уровень его исследований в области процессов резания материалов и в 1870 году утвердил его в должности профессора кафедры прикладной механики. Таким образом, профессор И.А. Тиме стал не только ведущим специалистом в области теории и практики проектирования самых разнообразных машин для горнозаводской промышленности, но и крупнейшим исследователем способов их рационального изготовления.

За два с половиной года работы на Луганском литейном заводе талантливый инженер сделал очень много. Выполняя свою первую научную работу, И.А. Тиме показал, что кроме таланта и глубоких знаний он обладал глубоким даром учёного-исследователя, умеющего творчески работать, изучая сущность явлений и познавать истину. Именно этим можно объяснить, как, занимаясь на Луганском заводе напряжённой работой по созданию горного и металлургического оборудования, он одновременно смог провести огромную работу по созданию теории резания.

Другая важная заслуга И. А. Тиме состоит в том, что он является одним из основоположников самостоятельной науки, каковой стала в конце XIX века в связи с развитием машиностроения в России, технология машиностроения. В трёхтомном труде (1883 – 1885 гг.) «Основы машиностроения» он детально проанализировал весь комплекс вопросов по изготовлению машин: технологию и оборудование механообработки, литейное, кузнечное, котловое производство, их экономику и организацию. Этот первый в стране труд по технологии и организации машиностроения долгое время был основным руководством при проектировании машиностроительных заводов.

Большую роль сыграл И.А. Тиме в профессиональной подготовке и повышении квалификации горных инженеров и техников. Несколько поколений специалистов при разработке проектов горных и металлургических машин пользовались незаменимым пособием И.А. Тиме «Справочная книга для горных инженеров и техников», изданным в 1879 году. Лёгкость изложения, простота и ясность мысли делали эту книгу доступной не только для инженеров, но и других представителей технической интеллигенции. Один из учеников И.А. Тиме заметил: «Вряд ли найдётся в России техник, который бы не учился и не работал по И.А. Тиме».

И.А. Тиме решал многие проблемы, возникавшие перед стремительно развивающейся промышленностью страны. Со свойственной ему пытливостью он глубоко вникал в суть вопросов и предлагал технические и организационные меры, опережавшие своё время. Навсегда вошли в историю Донбасса такие решения учёным практических вопросов угольной промышленности, как тщательное расследование причин аварий на шахтах, организация горноспасательной службы и разработка основ шахтной вентиляции. В связи с увеличением числа несчастных случаев на шахтах по настоянию И.А. Тиме Горным комитетом была организована комиссия по изучению причин аварий и гибели шахтёров, которую он возглавил лично. На основании проведенного анализа был сделан вывод, что многих шахтёров можно было бы спасти при наличии службы, обладающей снаряжением, позволяющим работать в среде с сильной загазованностью и повышенной температурой. В статьях «Спасательные артели при каменноугольных рудниках» и «Отчёт по поводу несчастных случаев с рабочими на рудниках и горных заводах», опубликованных в «Горнозаводском листке» в 1899 и 1900 годах, он указывает на необходимость «немедленного устройства спасательных станций на больших копях и введении спасательных приборов на небольших рудниках». Академик А.А. Скочинский оценил эту работу как «первую работу, где несчастные случаи, происходящие на русских рудниках и заводах, исследованы научно». Исследования профессора И.А. Тиме и его рекомендации сыграли важную

роль в организации в начале XX века горноспасательной службы в Донбассе.

На всём протяжении своей творческой деятельности И.А. Тиме занимался проблемами энергетики, выступая пионером внедрения в промышленность России передовых технологий и коренных технических нововведений. В 1860 году он один из первых в стране доказал преимущество гидравлических турбин по сравнению с водяными колёсами, а в 1873 году в статье «Современное состояние турбин» дал анализ различных систем турбин. В 1875 году в книге «О некоторых горнозаводских машинах» И.А. Тиме делает расчёты гидравлических турбин. Им созданы основы гидравлической разработки месторождений полезных ископаемых, которые изложены в 1891 году в работе «Водобой (брызгало) – главное орудие гидравлического способа разработки золотосодержащих россыпей».

В 1891 году издаётся его книга «Гидравлические двигатели», в которой дана методика расчёта гидравлического разрушения пород и конструкция водобоя. Вслед за ней он создаёт капитальный труд «Курс гидравлики», который на протяжении десятилетий был основным пособием для специалистов при расчётах гидравлических систем и машин.

Большим техническим прогрессом во второй половине XIX века явилась повсеместная замена привода машин от водяных колёс и турбин приводом от паровых машин, имевших большие преимущества и по развиваемой мощности и по мобильности. И.А. Тиме глубоко изучает зарубежные конструкции паровых котлов и машин. По его расчётам и чертежам в 1868 – 1869 годах на Луганском заводе были изготовлены образцы таких машин, приводившие в движение оборудование Лисичанского чугуноплавильного завода и его шахт. В 1886 году выходит капитальный труд «Практический курс паровых машин» в двух томах, в которых представлены разработки рациональных конструкций машин, обеспечивающие надёжность их работы и экономичный расход топлива.

Много сил было положено И.А. Тиме на подготовку инженерных кадров для развивающейся промышленности России. Главным итогом его деятельности стала созданная им школа специалистов – плеяда его учеников, поднявших отечественную науку и технику до мирового уровня. В 1907 году 90% из общего числа горных инженеров были его учениками. Среди них видные учёные, основавшие свои инженерные школы в области горного дела, металлургии, геологии: Е.С. Федоров, В.А. Обручев, М.А Павлов, Б.М. Бокий, Л.И. Лутугин, А.М. Терпигорев, А.А. Скочинский и другие. Иван Августович верил в творческие возможности отечественных инженеров, не допускал какого-либо принижения отечественной науки и техники перед зарубежным опытом, отстаивал приоритет в тех направлениях, в которых он действительно был достигнут.

Научные и технологические разработки И.А. Тиме являются бесценным достоянием инженерной мысли России. И.А. Тиме по праву вошёл в историю науки и техники страны как выдающийся учёный, создатель научных основ машиностроения, основатель инженерной школы горных механиков и машиностроителей.

Библиографический список

1. Темник Ю.А. Столетнее горное гнездо. Луганский завод (1795–1887 гг.). Т.1 Выдающиеся деятели науки и техники XVIII – XIX веков / Ю.А. Темник. – Луганск: «Шико», 2008. – 522 с., ил.

Рекомендована к печати д.т.н., проф. Лущиком В. Д.

Статья поступила в редакцию 05.11.13

к.т.н Рутковський Ю. О., к.е.н. Зинченко А. М., Стародубов С. Ю. *(ДонДТУ, м. Алчевськ, Україна)*

ЗАСНОВНИК ІНЖЕНЕРНОЇ ШКОЛИ ГІРНИЧИХ МЕХАНІКІВ ТА МАШИНОБУДІВНИКІВ РОСІЇ (До 175-річчя з дня народження І.А. Тіме)

Статтю присвячено видатному російському вченому та інженеру Івану Августовичу Тіме. Узагальнені основні наукові та практичні досягнення І.А. Тіме. Показано значення діяльності І.А. Тіме для розвитку гірничої, металургійної та машинобудівної промисловості Донбасу на початку XX сторіччя.

Ключові слова: *Тіме Іван Августович, промисловість Донбасу, російські інженери, історія техніки.*

Rutkowski Y. A., Zinchenko A. M., Starodubov S. Y.

THE FOUNDER OF THE SCHOOL OF ENGINEERING MECHANICS AND MINING ENGINEERING RUSSIA (The 175th anniversary of his birth, I.A. Thieme)

Article is devoted to the outstanding Russian scientist and engineer Ivan Avgustovich Thieme. Summary of the major scientific and practical achievements, I.A. Thieme. Shows the importance of I.A. Thieme for the development of mining, metallurgical and engineering industries Donbass in the early XX century.

Key words: *Thieme Ivan Avgustovich, industry Donbass, Russian engineers, the history of technology.*

УДК 622.831.24

к.т.н. Аверин Г. А.,
к.т.н. Ларченко В.Г.,
Корецкая Е. Г.
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)

ИССЛЕДОВАНИЕ РАЗРУШЕНИЙ КРЕПКИХ ПОРОДНЫХ СЛОЕВ, ЗАЛЕГАЮЩИХ В КРОВЛЕ УГОЛЬНОГО ПЛАСТА, МЕТОДОМ КОНЕЧНЫХ ЭЛЕМЕНТОВ

В статье приведены результаты математического моделирования ведения очистных работ, направленные на исследование разрушений "породо - мостов", залегающих в кровле угольного пласта, и определение высоты зоны трещинообразования.

Ключевые слова: *математическое моделирование, метод конечных элементов, "породо - мосты", высота зоны образования трещин.*

Постановка проблемы. Актуальность. При разработке угольных пластов маркшейдерские службы шахт в соответствии с "Правилами подработки сооружений" [1] рассчитывают сдвижения и деформации земной поверхности в главных сечениях мульды для определения мер охраны подрабатываемых сооружений. В расчетах погрешность параметров достигает иногда более 40% , что выше принятой нормы в 2 раза. Причины таких расхождений полностью не изучены, и поэтому необходимо исследовать факторы, влияющие на точность определения параметров сдвижений и деформаций земной поверхности. Одним из таких факторов является наличие мощных крепких породных слоев, в дальнейшем «породо - мостов», залегающих в кровле разрабатываемых угольных пластов.

Прочностные характеристики в массиве учитываются процентным содержанием крепких породных слоев по мощности (песчаников, известняков) и отношением пределов их прочности на сжатие к слабым породам (аргиллитам, алевролитам) [2], а также степенью катагенеза пород [1]. Указанные показатели не учитывают литологию и последовательность залегания породных слоев. В работе [3] прочностные свойства кровли пласта мощностью m для управления горным давлением в лавах характеризуются совокупным показателем прочности, учитывающим коэффициент крепости породных слоев и их чередование, но только на ограниченную высоту до 20m, где m - мощность пласта, что является неполным отражением влияния крепости для пологих пластов Донбасса. По данным проф. Зборщика М.П. высота зоны трещинообразования пород в средней части лавы по нормали к напластованию достигает примерно (0,8-1) длины лавы L. Такие значения высоты зоны трещинообразования пород покрывающей кровли получены на моделях из эквивалентных материалов. По данным ВНИМИ трещиноватость пород по нормали к напластованию (над средней частью лавы) распространяется в подработанную толщу на высоту до 40m. [4].

Целью работы является определение математическим моделированием (МКЭ) высоты и характера разрушения крепких «породо – мостов» различной мощности, залегающих в кровле отрабатываемого угольного пласта при изменяющемся отношении ширины выработанного пространства (Д) к глубине разработки (Н) в горно - геологических условиях Восточного Донбасса.

Основной материал.

Была разработана расчетная модель МКЭ [5] с помощью программного комплекса «Лира-9.6», позволяющая моделировать процесс оседания земной поверх-

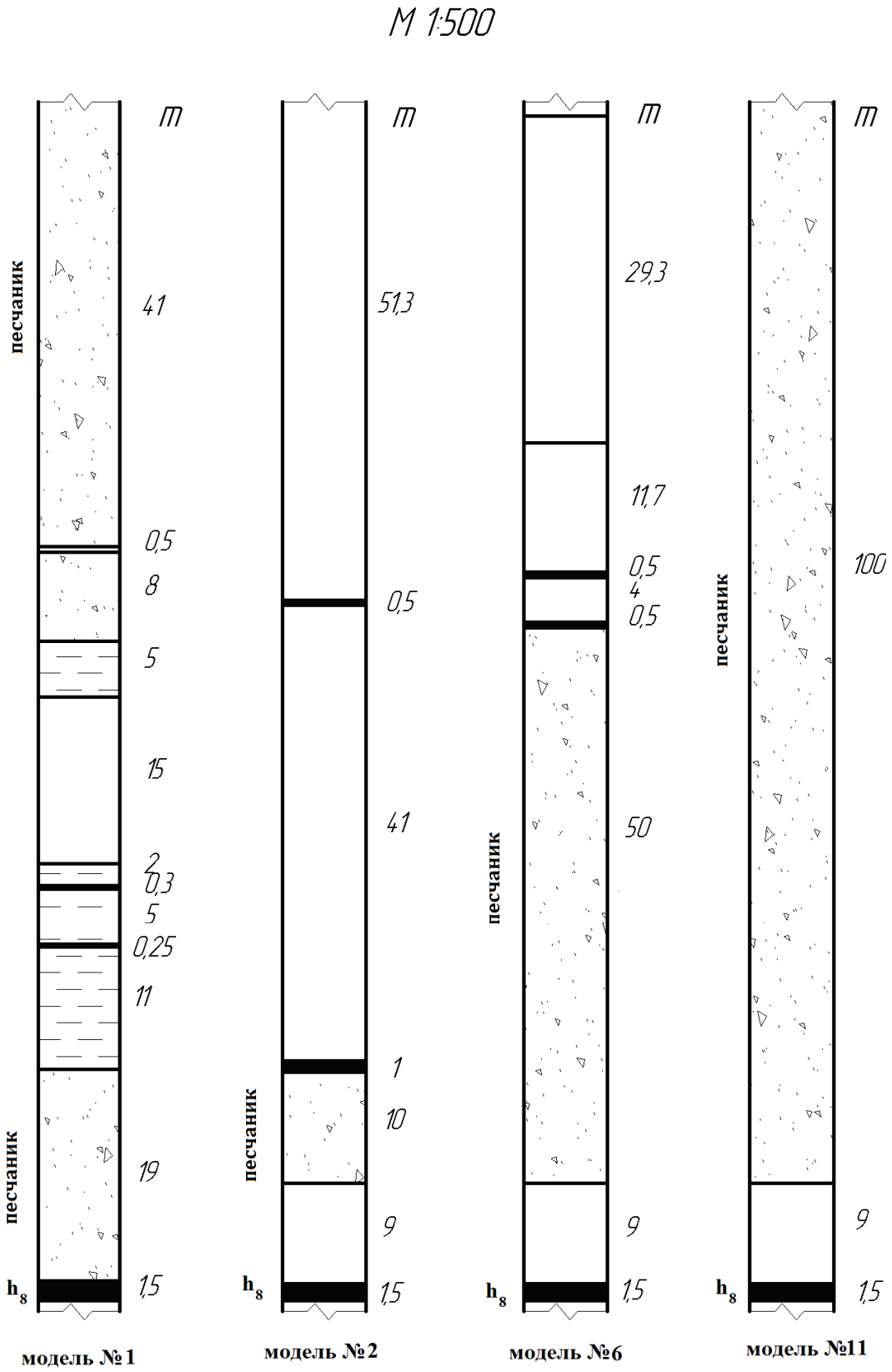


Рисунок 1 – Стратиграфические колонки пород кровли в моделях № 1, № 2, № 6, № 11

ности при её подработке лавой № 8 западной шахты им. «М. В. Фрунзе» ш/у «Ясиновское» ООО ДТЭК «Ровенькиантрацит», отрабатывающей пласт h_8 на глубине 980м. Угол падения угольного пласта на исследуемом участке изменяется от 5 до 14 градусов, его мощность составляет в среднем 1,5м.

В расчетной схеме модели № 1 учтены все слои и прослойки горных пород, слагающих массив, в соответствии с данными стратиграфических колонок, построенных на базе разведочных скважин, расположенных на территории шахты «им. М. В. Фрунзе». Суммарная мощность крепких «породо - мостов» (песчаников) в двухсотметровой толще от пласта составила 68 метров, на модели №2 – в кровле залегает «породо - мост» мощностью 10м, на модели № 6 - 50м, а в модели №11 - 100м. Вышележащие породные слои в кровле пласта, представленные на основных моделях, показаны на рисунке 1**.** Моделирование процесса отработки выемочного столба лавой № 8-западной проведено в несколько этапов, по мере поквартального подвигания очистного забоя на 250м от разрезной печи ($Д/Н = 0{,}255$); 400м ($Д/Н = 0{,}41$); 550м ($Д/Н = 0{,}561$); 730м ($Д/Н = 0{,}744$) и 910м ($Д/Н = 0{,}928$).

Процесс разрушения пород моделировался в нелинейной постановке при использовании деформационных свойств разрушенных пород, представленный в работе [5]. На каждом шаге моделирования, соответствующем конкретной дате фактических замеров, определялась максимальная величина оседания земной поверхности, которая сравнивалась с соответствующей фактической. Расхождение между ними не превышали 7%. Из чего следует, что созданную модель возможно использовать для дальнейших исследований, направленных на изучение влияния мощности крепких «породо - мостов», залегающих выше отрабатываемого пласта. В полученных моделях определялись разрушенные элементы при растяжении и сдвиге.

Исследуя разрушение вышележащих слоёв кровли по мере выемки угольного пласта на моделях, приведенных выше, установлено, что высота зоны полных сдвижений при отношении ширины выработанного пространства к глубине разработки (Д/Н) от 0,25 до 0,42 определяется по формуле:

$$h_{раз} = M + 6 \cdot m, м, \qquad (1)$$

где M - суммарная мощность всех вышележащих «породо - мостов», на предполагаемую высоту трещинообразования [4];

m – мощность разрабатываемого угольного пласта, м.

Ширина выработанного пространства менее 0,25Д/Н в расчетах не рассматривалась.

Высота зоны трещинообразования пород при отношения Д/Н более 0,42 подчиняется логистической зависимости:

$$h_{раз} = \frac{h_{max}}{1 + b \cdot e^{-c(Д/Н - 0{,}4)}}, \qquad (2)$$

где h_{max} - максимальная высота разрушения, принимаем 200-220м [5];

b, c – - свободные коэффициенты;

b – рассчитывается по формуле:

$$b = \frac{h_{max}}{M + h_{н.к}} - 1, \qquad (3)$$

где $h_{н.к.}$ - высота непосредственной кровли, м.;

c – рассчитывается по формуле:

$$c = 10 \cdot \ln\left(1 + \frac{h_{max}}{M + h_{н.к.}}\right), \qquad (4)$$

На рисунке 2 показаны изменение высоты трещинообразования от ширины выработанного пространства к глубине разработки, полученные путем моделирования и их математические зависимости.

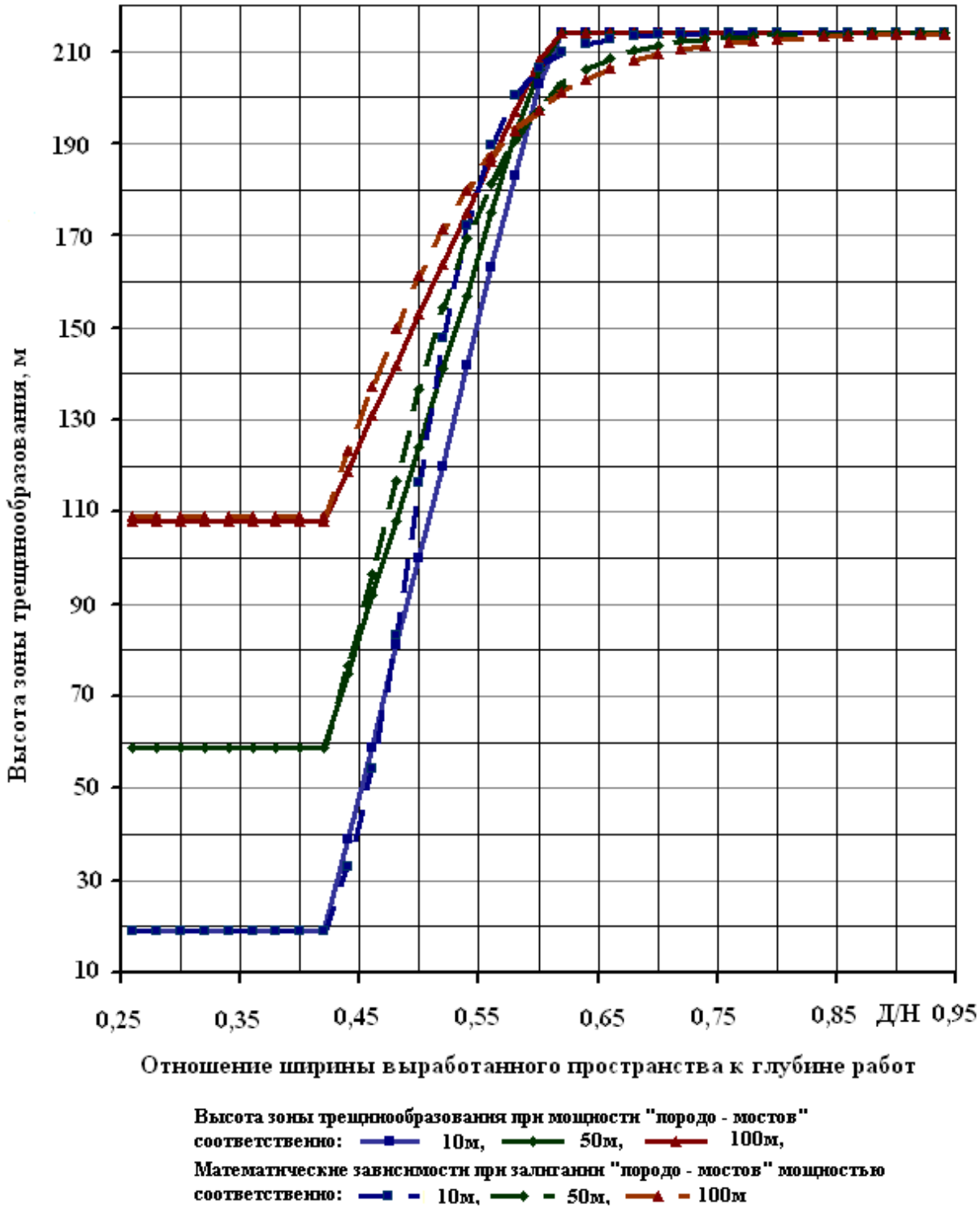


Рисунок 2 - Зависимость высоты распространения трещин от Д/Н

Выводы: Математическое моделирование процесса сдвижения горных пород методом конечных элементов с применением программного комплекса «Лира 9.6», вызванного ведением очистных работ на примере 8 западной лавы в горно-

геологических условиях шахты «им. М. В. Фрунзе» ш/у «Ясиновское» ООО ДТЭК «Ровенькиантрацит» позволило получить математические зависимости определения высота зоны трещинообразования пород при наличии «породо - мостов» мощностью от 10м до 100м, при различной ширине выработанного пространства.

Установлено, что при отношении ширины выработанного пространства к глубине разработки от 0,25 до 0,42 высота зоны образования трещин пород при наличии «породо - мостов», как правило, равна мощности залегаемого крепкого породного слоя с учётом непосредственной кровли, при отношении (0,42- 0,6) Д/Н возрастает и подчинена логистической зависимости, свыше 0,6Д/Н постоянна и равна 214м. Разрушение «породо – мостов» может быть причиной появления техногенных микро – землетрясений.

Библиографический список

1. Правила підробки будівель, споруд і природних об'єктів при видобуванні вугілля підземним способом. ДСТУ 101,00159226,001-2003/ Затв. наказом Мінпаливенерго України 28.11.2003р. – К.: УкрНДМІ. – 2004.-128 с.

2. Черняев В.И. Расчет напряжений и смещений пород при разработке свиты пластов. - Киев: Технік,. 1987.-148с.

3. Борзых А.Ф. Влияние трещиноватости пород на шаг периодических осадок труднообрушающейся кровли /А.Ф. Борзых, Г.А. Аверин // Уголь Украины. – 1990. - №9. - С.12.

4. Зборщик М.П. Охрана выработок глубоких шахт в зонах разгрузки /М.П.Зборщик, В.В. Назимко. К..:Техніка, 1991. - 248с.

5. Аверин Г. А. Влияние прочных породных слоёв в кровле вынимаемого пласта на максимальные оседания земной поверхности / Аверин Г. А., Корецкая Е. Г.// Сб. научн. трудов ДонГТУ. ИПЦ «Ладо». - 2013. – Вып.40. - С. 58 – 63.

Рекомендована к печати д.т.н., проф. Бабиюком Г. В.

Статья поступила в редакцию 30.10.13.

к.т.н. Аверін Г. О, к.т.н. Ларченко В. Г., Корецька О. Г. *(ДонДТУ, м. Алчевськ, Україна)*

ДОСЛІДЖЕННЯ ЗРУЙНОВАНЬ МІЦНИХ ПОРОДІДНИХ ШАРІВ, КОТРІ ЗАЛЯГАЮТЬ У ПОКРІВЛІ ВУГІЛЬНОГО ПЛАСТУ, МЕТОДОМ СКІНЧЕННИХ ЕЛЕМЕНТІВ

У статті наведені результати математичного моделювання ведення очисних робіт, спрямованих на дослідження руйнувань "породо - мостів", що залягають в покрівлі вугільного пласта, та визначення висоти зони тріщиноутворень.

Ключові слова: *математичне моделювання, метод скінчених елементів, "породо - мости", висота зони утворення тріщин.*

Averin G. A., Larchenko V. G., Koretskaja E. G. *(DonSTU, Alchevsk, Ukraine)*

RESEARCH DESTRUCTION OF STRONG ROCK'S LAYERS WHICH LIE IN THE COAL SEAM BY METHOD OF FINITE ELEMENTS

The article gives the results of mining work simulation. They were directed on the determine height of zones full shifts and directed on the destraction of rock-bridges , which deposited in the main roof.

Key words: *simulation, method of finite elements, rock-bridges, height of zone full displacement.*

УДК 622.834

Куценко О. М.
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)

РЕЗУЛЬТАТЫ ТЕОРЕТИЧЕСКИХ ИССЛЕДОВАНИЙ СДВИЖЕНИЙ И ДЕФОРМАЦИЙ ЗЕМНОЙ ПОВЕРХНОСТИ В ГОРНО-ГЕОЛОГИЧЕСКИХ УСЛОВИЯХ ВОСТОЧНОГО ДОНБАССА

Приведены результаты теоретических исследований, получены зависимости параметров процесса сдвижения от ширины выработанного пространства в условиях Восточного Донбасса.

Ключевые слова: *сдвижение, деформации, кривизна, горизонтальные деформации.*

Разработка угольных месторождений является основой энергетической отрасли Украины, что обусловливает необходимость ее развития. Повышение интенсивности добычи угля и производительности очистных работ является главным требованием рыночной экономики. На данный момент около 70% оставшихся балансовых запасов угля находятся под застроенными территориями, выемка которых может вызвать значительные деформации подрабатываемых сооружений и коммуникаций. Отсюда возникает актуальная задача охраны объектов земной поверхности от опасных деформаций путем изменения основных влияющих факторов, которыми можно варьировать в процессе планирования отработки пласта.

На параметры процесса сдвижений и деформаций влияет целый ряд факторов. Влияние ширины выработанного пространства *D* и глубины подработки *H* до настоящего времени является недостаточно изученным в горно-геологических условиях Восточного Донбасса. Поэтому целью статьи является изучение влияния отношения ширины выработанного пространства к глубине подработки при различных углах падения пласта и при отработке пласта по восстанию и по падению, на параметры процесса сдвижения в условиях Восточного Донбасса.

Исследование выполнено методом типовой кривой в соответствии с нормативным документом «Правила підробки будівель, споруд і природних об’єктів при видобуванні вугілля підземним способом» [1]. Было проведено исследование динамики деформаций при отработке пласта по падению и по восстанию при углах падения α_1=6°, α_2=15° (на рисунках 1 - 4) с целью определения наиболее благоприятного для сооружений земной поверхности способа.

Таблица № 1 - Горно-геологические условия разработки

№ п/п	Показатели	Обозначение	Ед. изм.	Значение
1	Мощность пласта	m	м	0,80
2	Угол падения пласта	α_1	град	6°
3	Угол падения пласта	α_2	град	15°
4	Длина выемочного столба по простиранию	$D_{прост}$	м	1350
5	Граничный угол по восстанию	$\gamma_{01,02}$	град	70°
6	Граничный угол по падению	β_{01}	град	65°12’
7	Граничный угол по падению	β_{02}	град	58°
8	Угол максимального оседания	Θ_1	град	85°12’
9	Угол максимального оседания	Θ_2	град	78°
10	Угол полных сдвижений со стороны падения пласта	Ψ_{11}	град	55°
11	Угол полных сдвижений со стороны падения пласта	Ψ_{12}	град	55°
12	Угол полных сдвижений со стороны восстания пласта	Ψ_{21}	град	56°48’
13	Угол полных сдвижений со стороны восстания пласта	Ψ_{22}	град	59°30’

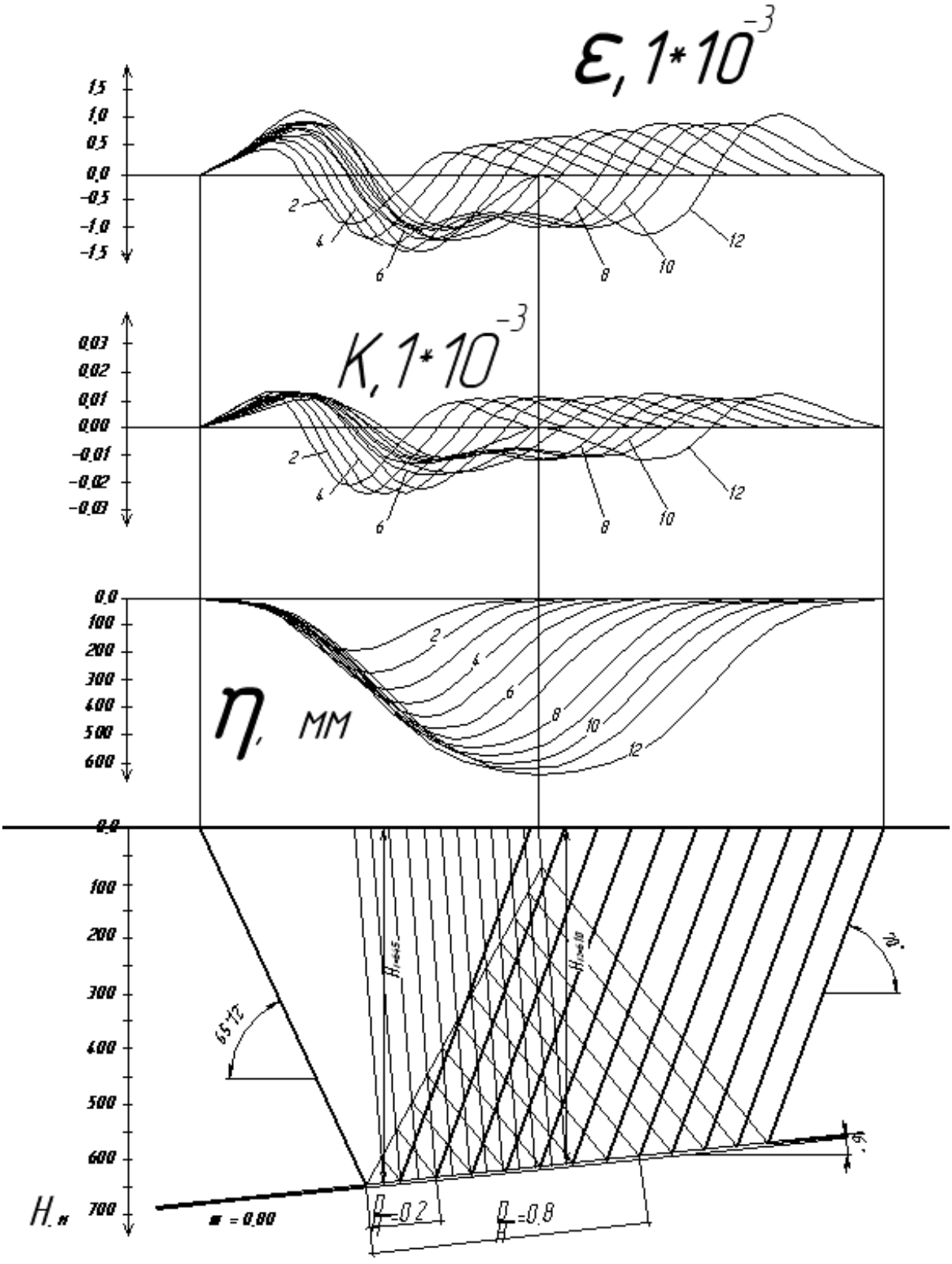


Рисунок 1 – Горизонтальные деформации, кривизна и оседания мульды сдвижения в динамике при отработке пласта по восстанию с углом падения пласта α=6° (D/H =[0,1; 0,2; …; 1,2])

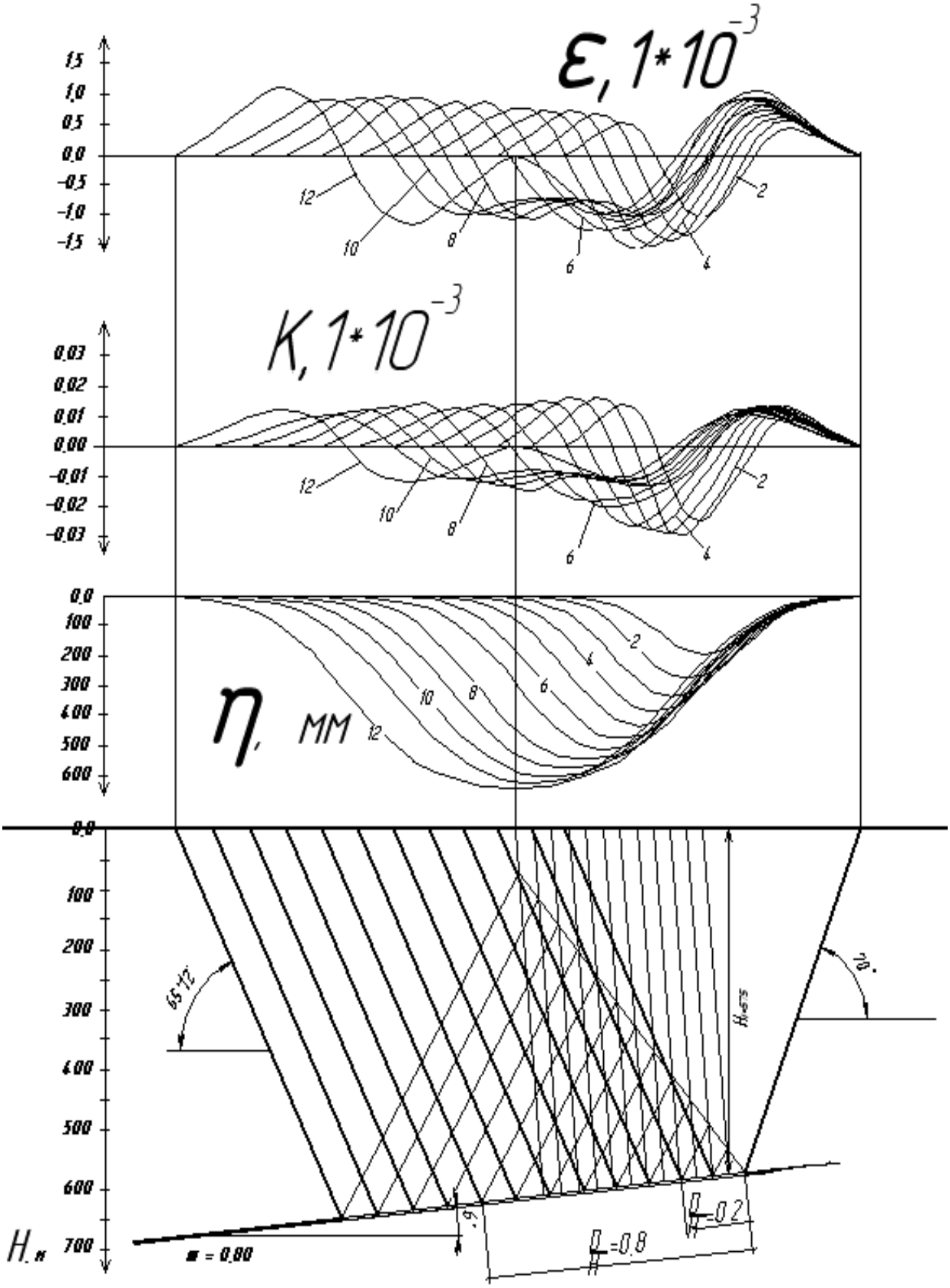


Рисунок 2 – Горизонтальные деформации, кривизна и оседания мульды сдвижения в динамике при отработке пласта по падению с углом падения пласта α=6° (D/H =[0,1; 0,2; …; 1,2])

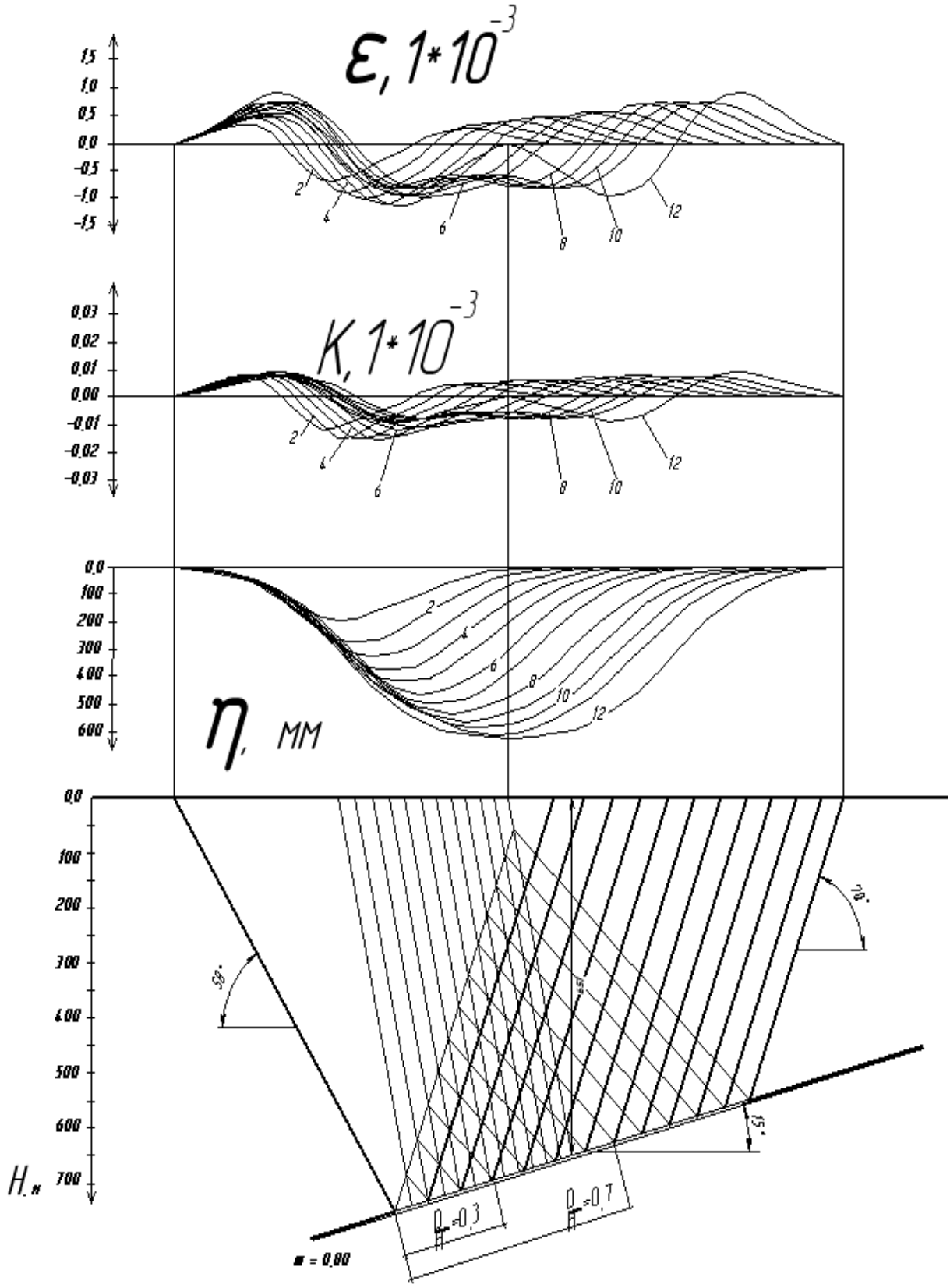


Рисунок 3 – Горизонтальные деформации, кривизна и оседания мульды сдвижения в динамике при отработке пласта по восстанию с углом падения пласта α=15° (D/H =[0,1; 0,2; …; 1,2])

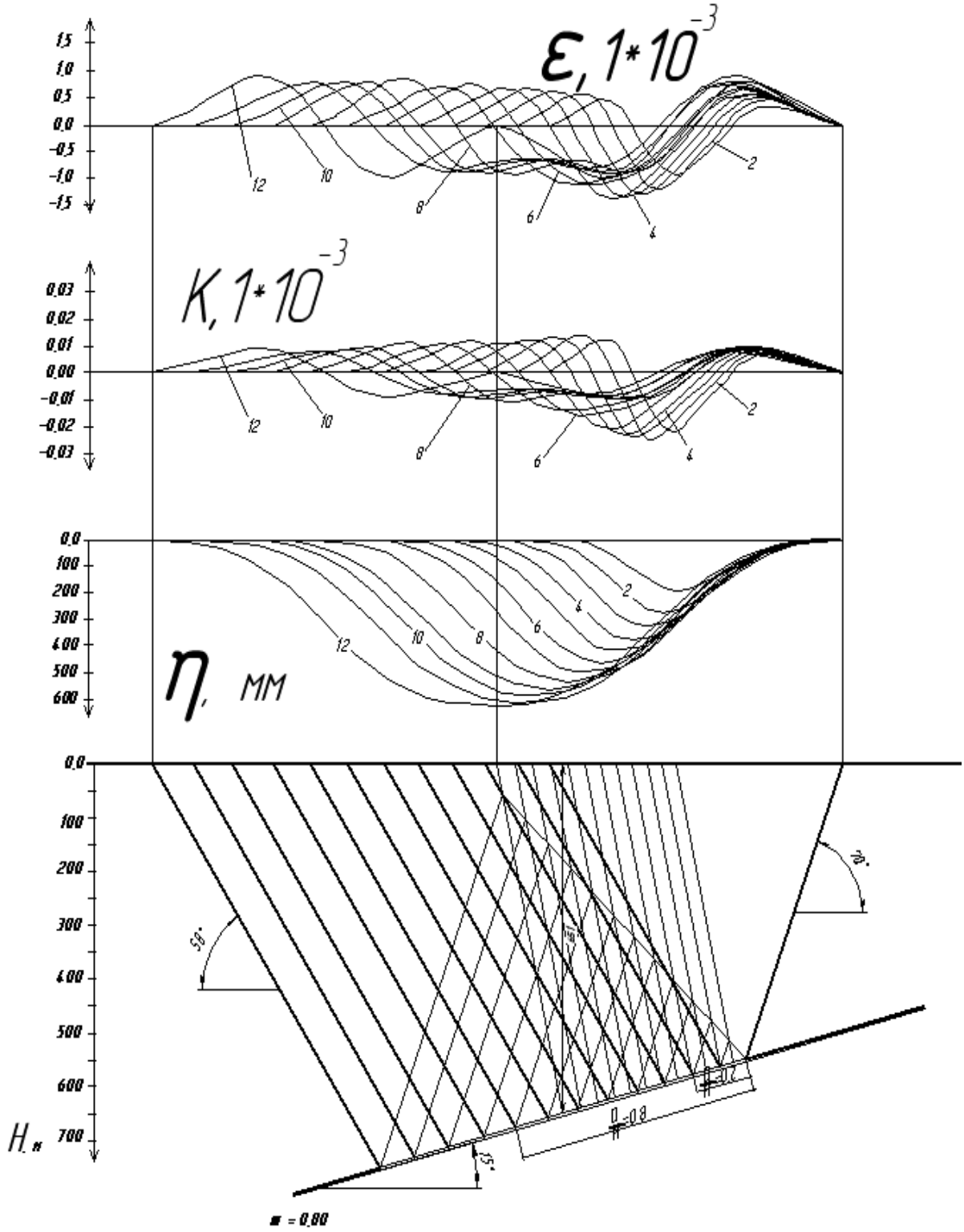


Рисунок 4 – Горизонтальные деформации, кривизна и оседания мульды сдвижения в динамике при отработке пласта по падению с углом падения пласта α=15° (D/H =[0,1; 0,2; …; 1,2])

Для исследования зависимостей параметров сдвижений и деформаций от отношения D/H приведены сводные таблицы максимальных значений наиболее опасных для сооружений деформаций: кривизны и горизонтальных деформаций.

Таблица 2 – Исследование влияния D/H на максимальные значения деформаций при α=6°

D/H	0,1	0,2	0,3	0,4	0,5	0,6	0,7	0,8	0,9	1,0	1,1
k,1·10^{-3}пад.	0,025	0,029	0,029	0,028	0,027	0,020	0,018	0,015	0,013	0,012	0,011
k,1·10^{-3}вос.	0,021	0,024	0,024	0,024	0,023	0,017	0,016	0,013	0,013	0,012	0,011
ε,1·10^{-3}пад.	1,0	1,3	1,5	1,5	1,5	1,25	1,2	1,0	1,0	1,0	1,0
ε,1·10^{-3}вос.	0,9	0,15	1,3	1,35	1,45	1,2	1,2	1,0	1,0	0,9	1,0
η,мм	191	274	331	382	426	471	509	541	573	598	624

По результатам таблицы 2 построены графики зависимости (на рисунке 5).

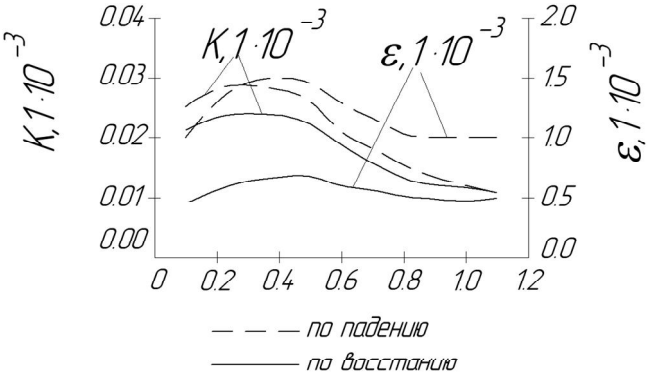


Рисунок 5 – График зависимости кривизны вогнутости и горизонтальных деформаций сжатий от отношения D/H

Таблица 3 – Исследование влияния D/H на максимальные значения деформаций при α=15°

D/H	0,1	0,2	0,3	0,4	0,5	0,6	0,7	0,8	0,9	1,0	1,1
k,1·10^{-3}пад.	0,022	0,025	0,025	0,022	0,020	0,016	0,014	0,011	0,010	0,009	0,008
k,1·10^{-3}вос.	0,012	0,015	0,015	0,015	0,014	0,012	0,011	0,009	0,009	0,008	0,008
ε,1·10^{-3}пад.	0,9	1,1	1,2	1,2	1,2	1,1	1,1	0,9	0,9	0,9	0,8
ε,1·10^{-3}вос.	0,7	0,9	1,0	1,0	1,1	0,9	0,9	0,8	0,8	0,8	0,8
η,мм	185	266	321	371	414	457	494	525	556	581	605

По результатам таблицы 3 построены графики зависимости (на рисунке 6).

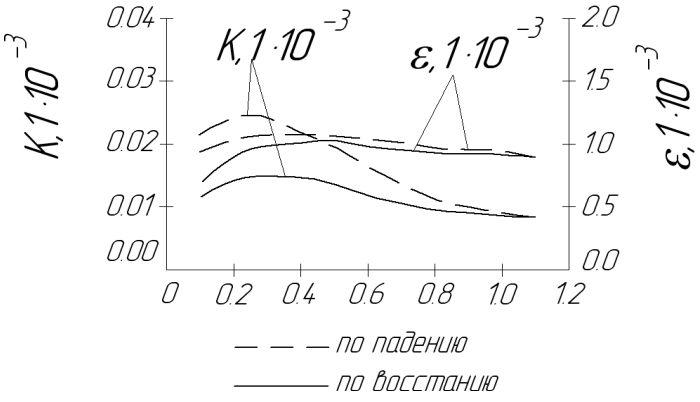


Рисунок 6 – График зависимости кривизны вогнутости и горизонтальных деформаций сжатий от отношения D/H

Из сводных графиков зависимости следует, что, независимо от угла падения пласта, величина значений кривизны вогнутости при величинах D/H до 0,5 возрастает с максимумом в точке при D/H=0,3÷0,4, а при возрастании D/H от 0,6 значения кривизны вогнутости убывает. Также и величины горизонтальных деформаций сжатий возрастают на интервале D/H до 0,5 с максимумом в точке при D/H=0,3÷0,4, а при возрастании D/H от 0,5 значения горизонтальных деформаций сжатий убывает, как и было установлено исследованиями в Западном Донбассе [2], где при отношениях D/H от 0,4 до 0,7 происходит сложение горизонтальных деформаций сжатий и кривизны вогнутости от двух полумульд: полумульды над разрезной печью и образующейся в этот момент динамической полумульды. При исследовании влияния отношения ширины выработанного пространства к глубине разработки было построено 48 графика сдвижений и деформаций, которые для наглядности динамики деформаций совмещены на четырех рисунках, из которых следует, что предпочтительней разработка по восстанию угольного пласта, поскольку максимальные значения деформаций значительно меньше, чем при аналогичных условиях с разработкой по падению пласта.

В качестве рекомендации для шахт Восточного Донбасса можно предложить следующее: избегать отношения D/H в интервале (0,3 ÷ 0,5) под наиболее важными сооружениями земной поверхности и вести разработку по восстанию угольного пласта. Планировать очистные работы так, чтобы важные объекты находились в плоском дне мульды сдвижения.

Библиографический список

1. Галузевий стандарт України. Правила підробки будівель, споруд і природних об'єктів при видобуванні вугілля підземним способом. - УкрНИМИ, 2004. – 128с.

2. Ларченко В. Г. Зависимость горизонтальных деформаций земной поверхности от ширины выработанного пространства и размеров целиков / В. Г. Ларченко // Вестник МАНЭБ. – Санкт-Петербург. – 2000. – Вып 2 (26). - С. 30-32.

Рекомендована к печати д.т.н., проф. Клишиным Н. К.

Статья поступила в редакцию 06.11.13

асп. Куценко О. М. *(ДонДТУ, м. Алчевськ, Україна)*

РЕЗУЛЬТАТИ ТЕОРЕТИЧНИХ ДОСЛІДЖЕНЬ ЗРУШЕНЬ ТА ДЕФОРМАЦІЙ ЗЕМНОЇ ПОВЕРХНІ В ГІРНИЧО-ГЕОЛОГІЧНИХ УМОВАХ СХІДНОГО ДОНБАСУ

Наведені результати теоретичних досліджень, отримані залежності параметрів процесу зрушень від ширини виробленого простору в умовах Східного Донбасу.

Ключові слова: *зрушення, деформації, кривизна, горизонтальні деформації.*

Kutsenko O. M. *(DonSTU, Alchevsk, Ukraine)*

RESULTS OF THEORETICAL STUDIES OF DISPLACEMENT AND DEFORMATION OF THE EARTH'S SURFACE IN THE MOUNTAIN-GEOLOGICAL ENVIRONMENTS OF THE EASTERN DONBASS

The results of theoretical investigations of the process parameters are obtained depending on the width of mine working displacement in the Eastern Donbass.

Key words*: displacement, strain, curvature, horizontal deformation.*

МЕТАЛЛУРГИЯ

УДК 621.74.047: 620.191.355

д.т.н. Смирнов А. Н.
(ГВУЗ «ДонНТУ», г. Донецк, Украина,
stalevoz@i.ua),
к.т.н. Куберский С. В., Головчанский А. В.,
к.т.н. Семирягин С. В.
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)

ИССЛЕДОВАНИЕ УСЛОВИЙ ФОРМИРОВАНИЯ ПОДПОВЕРХНОСТНОГО СЛОЯ НЕПРЕРЫВНОЛИТОЙ ЗАГОТОВКИ НА НАЧАЛЬНОМ ЭТАПЕ КРИСТАЛЛИЗАЦИИ

Рассмотрены условия формирования следов качания непрерывнолитой заготовки и связанных с ними подповерхностных гребешков. Установлено влияние перегрева и химического состава металла на структуру подповерхностного слоя, в значительной степени определяющего качество металла.

Ключевые слова: *непрерывная разливка, мениск, кристаллизация, след качания, гребешок, физическое моделирование, перегрев, химический состав, подповерхностный слой, качество.*

Значительное влияние на качество поверхности непрерывнолитого слитка оказывает начальный этап процесса затвердевания, протекающий в условиях интенсивного отвода тепла через стенки кристаллизатора МНЛЗ. В результате возвратно-поступательных движений кристаллизатора, необходимых для предотвращения прилипания корочки слитка к его стенкам, на поверхности заготовок образуются следы качания и связанные с ними подповерхностные гребешки, формирование которых во многом зависит от условий кристаллизации жидкого мениска. Следы качания являются концентраторами напряжений и могут приводить к образованию поперечных трещин при деформации, а в районе гребешков возможна ликвация примесей и присутствие газовых пузырей, что снижает качество стали [1].

Исследование поведения жидкого мениска при формировании корочки слитка в промышленных условиях является технически не осуществимым, вследствие высоких температур процесса и его малой длительности. Поэтому актуальным является изучение процесса затвердевания мениска металла и его визуализация с использованием современных методов физического моделирования.

Кристаллизация мениска и дальнейший перелив через него металла, вследствие осцилляции кристаллизатора и вытягивания заготовки, отвечают за образование следов качания и связанных с ними подповерхностных гребешков [2-4]. Перелив жидкого металла через затвердевший мениск происходит в течение каждого цикла качания кристаллизатора.

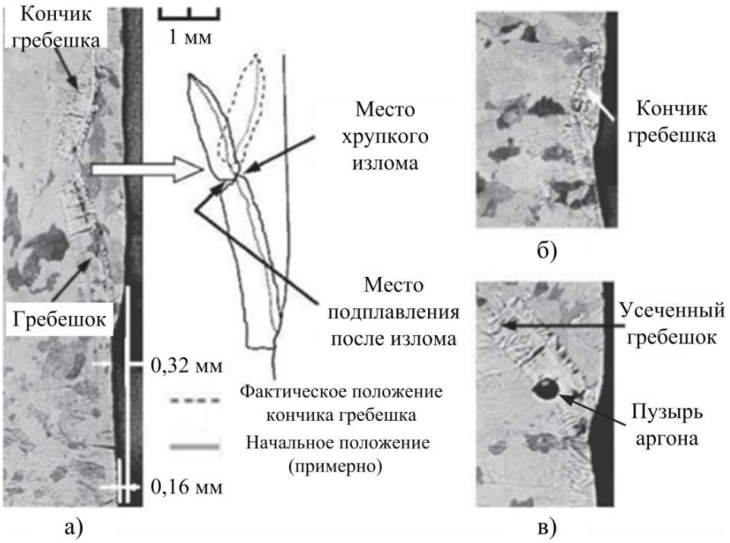
Формирование корочки при непрерывной разливке происходит в условиях интенсивного теплоотвода и градиента температур между жидким металлом и водоохлаждаемой стенкой кристаллизатора. При интенсивном теплоотводе через стенку кристаллизатора и с поверхности мениска жидкого металла по контуру последнего формируется корочка непрерывнолитой заготовки. В зависимости от величины вышеуказанных параметров, формируемый на мениске край корочки может находиться на различном удалении от стенки кристаллизатора. Это в значительной степени определяет глубину проникновения гребешка в тело заготовки, образующегося при переливе жидкого металла через затвердевший мениск.

Кроме того, закристаллизовавшийся мениск или гребешок может захватывать в себя всплывающие газовые пузырьки (рисунок 1) [5], которые, как правило, остаются в подпо-

верхностном слое, либо высвобождаются и поднимаются на поверхность расплава в случае подплавления или обламывания части гребешка.

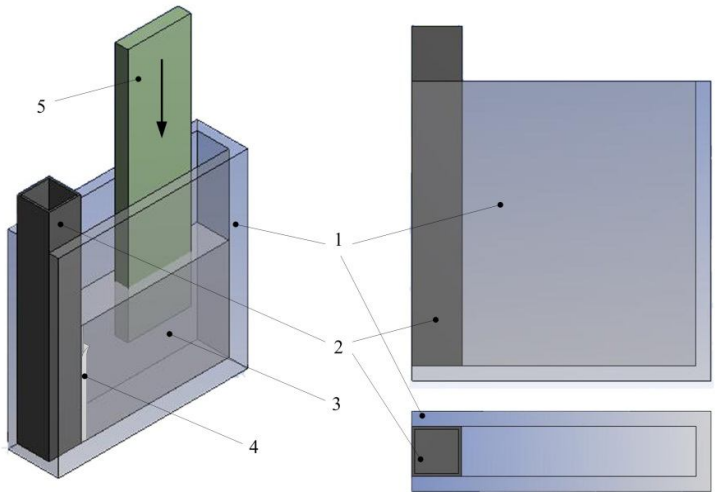
Целью данной работы было исследование условий формирования подповерхностного слоя заготовки во время первичной кристаллизации.

Для исследования образования следов качания и подповерхностных гребешков была разработана физическая модель, содержащая 3 стенки из органического стекла и одну съемную стенку из алюминиевого профиля, имитирующую охлаждаемую стенку кристаллизатора (рисунок 2). В качестве моделирующего вещества использовали камфен (2,2-диметил-3-метиленбициклогептан). Камфен, как и сталь, является дендритокристаллизующимся веществом, которое позволяет моделировать процессы и явления, происходящие в двухфазной зоне.



а) обламывание части гребешка; б) гребешок отодвинут к поверхности сляба, или расплавился/переместился вглубь заготовки; в) усеченный гребешок.

Рисунок 1 – Три возможных вида образующихся гребешков



1 – стенки из оргстекла; 2 – алюминиевый охлаждаемый профиль;
3 – жидкий камфен; 4 – кристаллизующаяся корочка камфена;
5 – погружаемый стержень

Рисунок 2 – Физическая модель для моделирования формирования следов качания

Моделирование формирования подповерхностного слоя непрерывнолитой заготовки в кристаллизаторе МНЛЗ проводили следующим образом:

– камфен разогревали на паровой бане до температуры 38 ± 0,5 ^{0}С, которая определялась лабораторным термометром с диапазоном измерения от 0 до 50 ^{0}С и ценой деления 0,1 ^{0}С;

– модель разогревали галогеновыми лампами для предотвращения затвердевания камфена на стенках из оргстекла и возможности наблюдения, а также фотофиксации процесса;

– съемный алюминиевый профиль, наполненный водой, замораживали с целью обеспечения интенсивного теплоотвода от моделируемой жидкости. В зависимости от требуемой величины теплоотвода в качестве охладителя также возможно использовать лед или жидкий азот;

– в разогретую модель вставляли охлажденный алюминиевый профиль и заливали камфен, в ходе эксперимента фиксировали время и толщину растущей корочки с помощью секундомера и миллиметровой бумаги, соответственно;

– по истечении 1 мин, когда корочка вырастала до 1,5-2 мм производили перелив жидкого камфена через затвердевший мениск путем повышения уровня расплава в модели погружением в него стержня из органического стекла.

В результате моделирования было отмечено, что после заливки камфена наблюдается рост корочки слитка и кристаллизация мениска, который после перелива образует гребешок следа качания, на 2-3 мм заглубленный в жидкий расплав. Выше гребешка происходит быстрое нарастание корочки, он частично подплавляется и остается как вросшая структура в теле заготовки. Кроме того на некоторых экспериментах наблюдалось обламывание части гребешка (рисунок 3), которая под действием потоков жидкого камфена переплавляется или перемещается в нижние горизонты расплава, где может быть захвачена растущими ветвями столбчатых кристаллов.

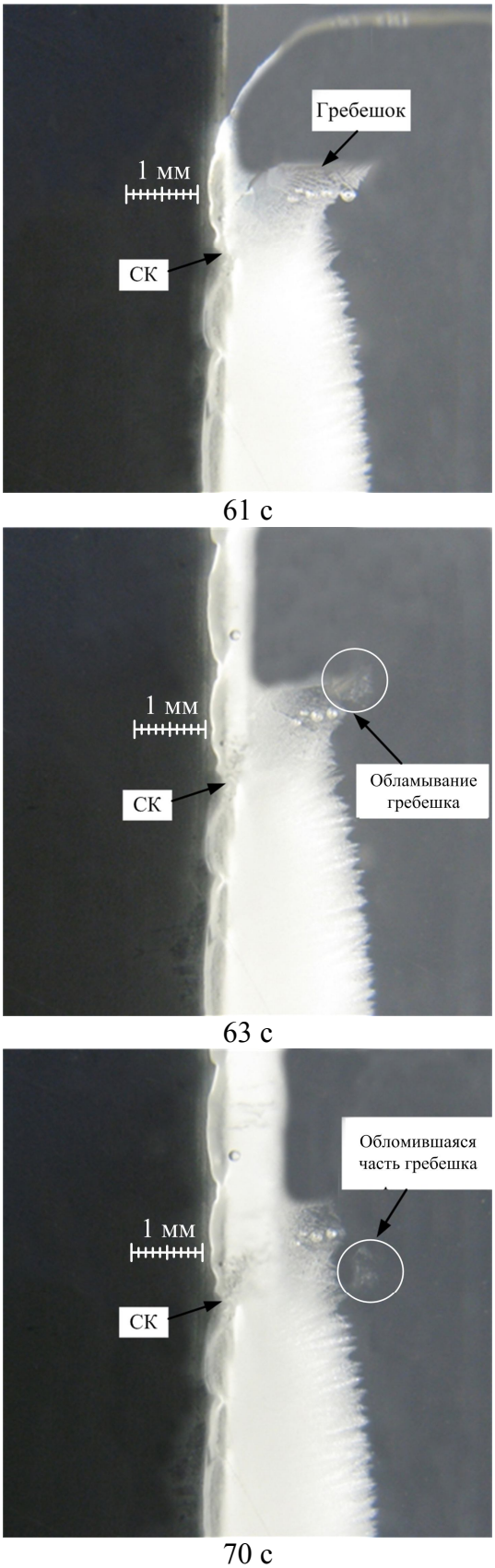


Рисунок 3 – Обламывание части гребешка во время образования следа качания

По результатам экспериментов было установлено, что средняя скорость роста корочки в начальные моменты кристаллизации (3-5 с) составляет 13-18 мм/мин, что в несколько раз выше, чем при дальнейшем ее затвердевании. Средняя скорость роста корочки с 5 до 60 с от начала эксперимента составляет 1 мм/мин, а в конце кристаллизации снижается до 0,2 мм/мин. Объясняется это снижением величины теплоотвода через корочку заготовки, вследствие ее значительного термического сопротивления.

Для обеспечения высокого качества поверхности и подповерхностного слоя слитков по неровностям, неметаллическим включениям и газовым пузырям необходимо снижать глубину проникновения следов качания и связанных с ними гребешков в тело слитка. Одним из факторов, влияющих на качество подповерхностного слоя заготовки, является уровень перегрева стали в кристаллизаторе, при повышении которого снижается глубина проникновения гребешков в расплав в результате снижения скорости кристаллизации мениска и его подплавления более горячим расплавом. В то же время более горячий металл характеризуется повышенной газонасыщенностью и ликвацией примесей.

При исследовании влияния величины перегрева камфена на глубину проникновения гребешка было проведено 36 опытов, в которых температура моделирующего вещества была на 2-4 ^{0}C (шаг 0,5 ^{0}C) выше температуры ликвидуса (рисунок 4). Перегрев ниже 2 ^{0}C приводит к намерзанию камфена не только на алюминиевой охлаждаемой поверхности, но и на стенках из оргстекла, что ухудшает визуализацию процесса, а выше 4 ^{0}C – к значительным выделениям газовых пузырьков из расплава, и камфен в дальнейшем становится не пригодным для применения. Менее грубые гребешки характерны для более горячего расплава, что объясняется снижением скорости кристаллизации в районе мениска.

Обработка результатов экспериментальных данных с использованием пакета прикладных программ STATISTICA показала, что зависимость глубины проникновения гребешка (h, мм) в тело слитка от величины перегрева моделирующей жидкости (Δt, ^{0}C) (рисунок 5) наиболее точно описывается уравнением

$$y = 9{,}3032 - 3{,}3153 \cdot x + 0{,}3639 \cdot x^2;$$

с достаточно высоким значением коэффициента детерминации

$$R^2 = 0{,}9974.$$

Полученные результаты свидетельствуют, что повышение перегрева расплава благоприятно сказывается на качестве слитка с точки зрения формирования следов качания и связанных с ними подповерхностных гребешков.

Другим фактором, влияющим на глубину проникновения гребешков, является химический состав разливаемой стали, и особенно содержание в ней углерода [6], который влияет на величину интервала кристаллизации. Более глубокое проникновение гребешка в тело заготовки в сталях с узким интервалом кристаллизации можно объяснить большей скоростью кристаллизации корочки из-за меньшего количества тепла, которое необходимо отвести через стенки кристаллизатора, чем для сталей с большей разностью температур ликвидуса и солидуса. Поэтому низкоуглеродистые стали будут иметь менее чистую подповерхностную структуру по неметаллическим включениям и газовым пузырям по сравнению со средне- и высокоуглеродистыми.

Повышенный уровень перегрева и широкий интервал кристаллизации способствуют получению непрерывнолитых слитков с менее грубыми подповерхностными гребешками, однако величину перегрева в кристаллизаторе, как правило, поддерживают на уровне 7-12 ^{0}C, что необходимо для стабильного ведения процесса разливки, а его повышение может негативно отразится на качестве металла из-за насыщения его газами и развития ликвационных процессов.

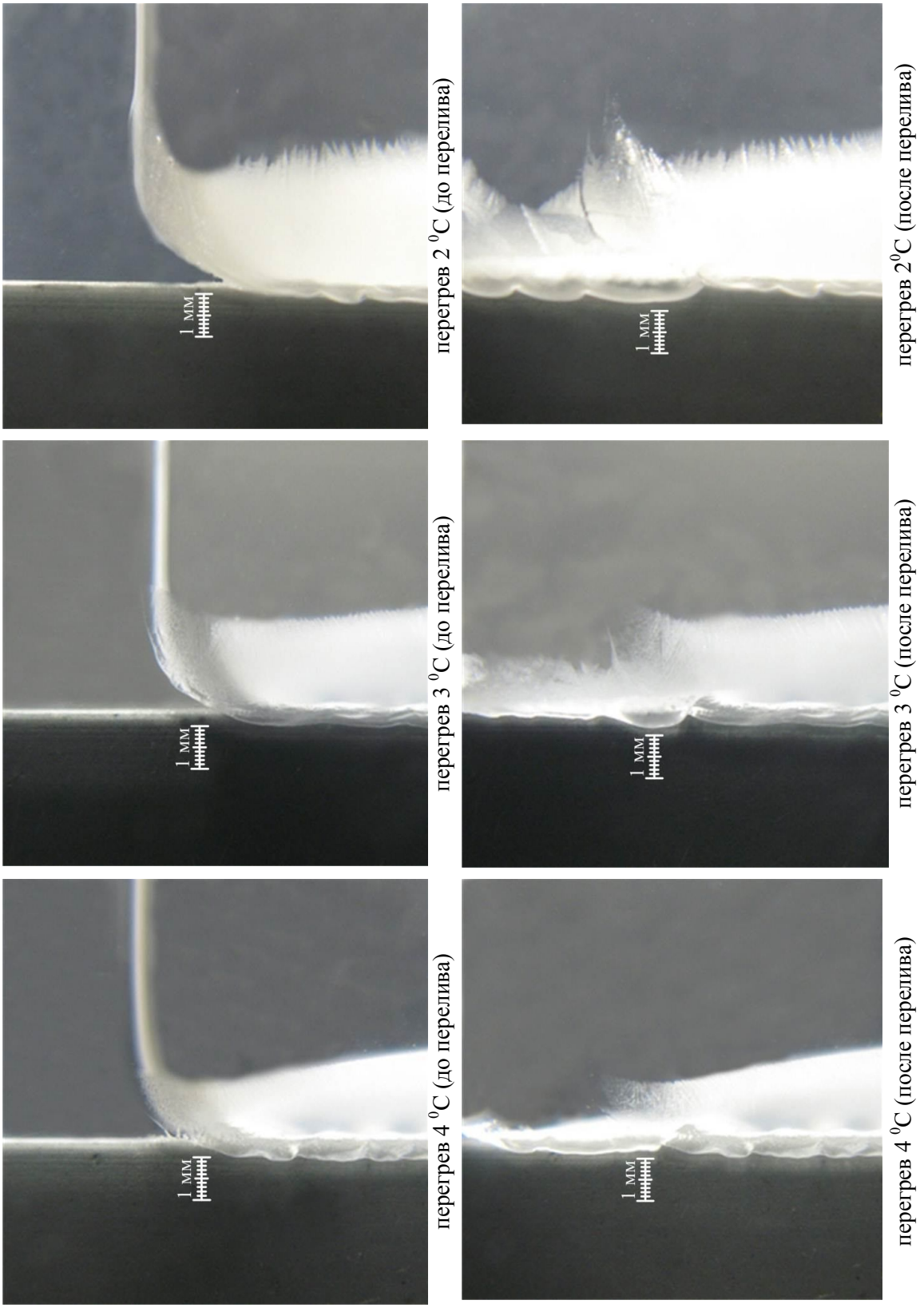
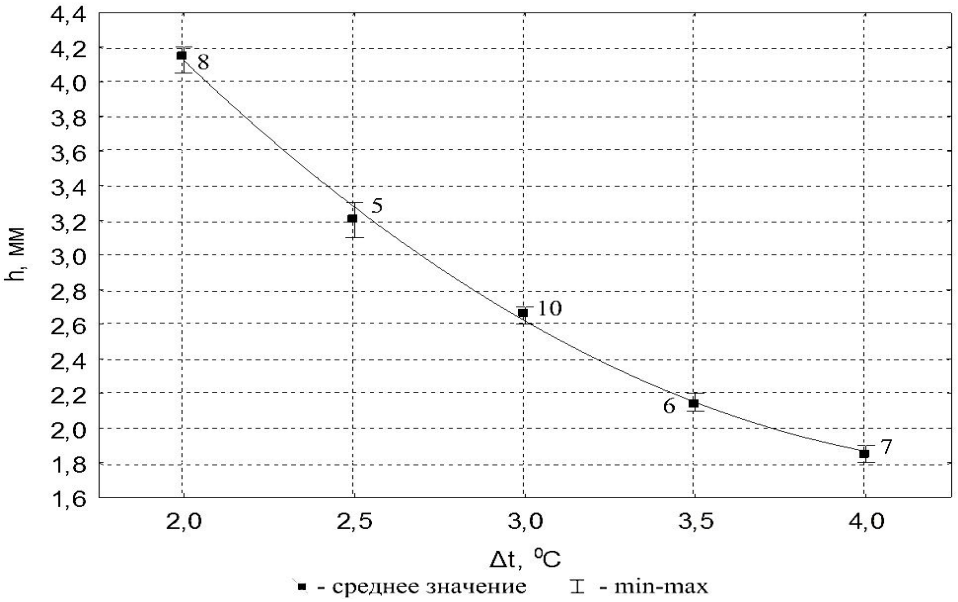


Рисунок 4 – Глубина проникновения гребешка в зависимости от величины перегрева



цифрами указано количество опытов для каждой величины перегрева камфена

Рисунок 5 – Влияние величины перегрева камфена на глубину проникновения гребешка в тело слитка

Интервал кристаллизации определяется химическим составом стали и не может быть изменен в процессе литья.

Вышеуказанные параметры определяют скорость роста корочки заготовки в районе мениска, на которую можно повлиять также, изменяя уровень теплоотвода от кристаллизующегося металла. Наиболее действенным способом, является нанесение защитных покрытий на стенки кристаллизатора из никеля, хрома, металлокерамики или многослойного покрытия, имеющих меньшую теплопроводность чем у меди. Также возможна установка огнеупорной керамической вставки в верхней части кристаллизатора [7, 8], которая позволяет сместить уровень затвердевания корочки слитка ниже мениска, предотвращая тем самым формирование грубых поверхностных дефектов и повышая качество непрерывнолитой продукции.

В результате проведенной работы можно сделать следующие заключения:

– проведенное физическое моделирование подтверждает теорию, согласно которой следы качания формируются по механизму кристаллизации мениска и перелива через него жидкого расплава;

– в процессе формирования следа качания характерным является наличие связанного с ним гребешка, глубоко проникающего в тело слитка и захватывающего в себя газовые пузыри и неметаллические включения, которые могут высвобождаться вследствие переплавления или обламывания части гребешка;

– глубина проникновения гребешка в тело слитка зависит от разности температур начала и конца затвердевания и от перегрева расплава, а также условий теплоотвода;

– подповерхностная структура сталей с широким интервалом кристаллизации менее загрязнена неметаллическими включениями и газовыми пузырями в отличие от сталей с узким интервалом затвердевания, вследствие образования в первых менее грубых гребешков;

– впервые с использованием физического моделирования посредством формирования следов качания, обусловленного переливом жидкого металла через кристаллизующийся мениск, установлена зависимость перегрева на глубину проникновения подповерхностных гребешков в тело непрерывнолитой заготовки, которая описывается уравнением

$$y = 9{,}3032 - 3{,}3153 \cdot x + 0{,}3639 \cdot x^2 .$$

Библиографический список

1. Yamamura H Formation jf a solidified hook-like structure at the subsurface in ultra low carbon steel / H Yamamura, Y Mizukami, K Misawa // ISIJ Int. (Suppl). – 1996. – 36, pp. S223–226.

2. Takeuchi E. The Formation of Oscillation Marks in the Continuous Casting of Steel Slabs / E. Takeuchi and J.K. Brimacombe // Metall. Trans. B. – 1984. – vol. 15B (3), pp. 493-509.

3. Sengupta J. A new Mechanism of Hook Formation during Continuous Casting of Ultra-low Carbon Steel Slabs / Sengupta J., Brian G. Thomas, H.J. Shin, G.G. Lee, S.H. Kim / Metallurgical and Materials Transactions A, 37A (5) (2006), pp. 1597–1611.

4. Tomono H., Elements of Oscillation Mark Formation and their Effect on Transverse Fine Cracks in Continuous Casting of Steel: PhD Thesis, – Kyoto: EPFL, 1979. – 132 p.

5. Sengupta J., Micrograph Evidence of Meniscus Solidification and Sub-Surface Microstructure Evolution in Continuous-Cast Ultra-Low Carbon Steels / J. Sengupta // Acta Materialia. – 2006. – 54 (4), pp. 1165–1173.

6. Kitano Y. Improvement of Slab Surface Quality of Ultra Low Carbon Steel / Y. Kitano // Tetsu-to-Hagane. – 1994. – vol. 80, pp. T165-168.

7. Courbe P. The first shell formation in meniscus free casting / P. Courbe, J.M. Jolivet, G. Lesoult, E. Perrin, P. Nilles // Steel research "Dusseldorf". – 1999. – vol. 70, № 8-9, pp. 338-342.

8. Пат. 76678 Україна, МПК B22D 11/00. Кристалізатор машини безперервного (напівбезперервного) лиття заготовок / Смірнов О.М., Ессельбах С.Б., Головчанський А.В., Куберський С.В., Шутов І.В., Головатий В.А.; заявник і патентовласник Донбаський державний технічний університет . – № u201208094, заявл. 02.07.2012; опубл. 10.01.2013, Бюл. № 1.

Рекомендована к печати д.т.н., проф. Новохатским А. М.

Статья поступила в редакцию 01.11.13

д.т.н. Смірнов О. М. *(ДВНЗ «ДонНТУ», м. Донецьк, Україна, stalevoz@i.ua)*,
к.т.н. Куберський С. В., Головчанський А. В., к.т.н. Семірягін С. В. *(ДонДТУ, м. Алчевськ, Україна, Skuberskiy@yandex.ru)*

ДОСЛІДЖЕННЯ УМОВ ФОРМУВАННЯ ПІДПОВЕРХНЕВОГО ШАРУ БЕЗПЕРЕРВНОЛИТОЇ ЗАГОТОВКИ НА ПОЧАТКОВОМУ ЕТАПІ КРИСТАЛІЗАЦІЇ

Розглянуто умови формування слідів хитання безперервнолитої заготовки та пов'язаних з ними підповерхневих гребінців. Встановлено вплив перегріву і хімічного складу металу на структуру підповерхневого шару, що в значній мірі визначає якість металу .

Ключові слова: *безперервне розливання, меніск, кристалізація, слід хитання, гребінець, фізичне моделювання, перегрів, хімічний склад, підповерхневий шар, якість.*

Smirnov A. N. *(DonNTU, Donetsk, Ukraine, stalevoz@i.ua)*,
Kuberskiy S. V., Golovchansky A. V., Semirygin S. V. *(DonSTU, Alchevsk, Ukraine, Skuberskiy@yandex.ru)*

STUDY OF SUB-SURFACE FORMATION CONDITIONS OF CONTINUOUSLY CAST BILLET AT THE INITIAL CRYSTALLIZATION STAGE

The oscillation mark formation conditions of the continuously cast billet and associated subsurface hooks are considered. The overheating and the metal chemical composition effects on the structure of the subsurface layer, that determines to a large extent the quality of the metal are established.

Key words*: continuous casting, meniscus, crystallization, oscillation mark, hook, physical modeling, overheating, chemical composition, subsurface layer, quality.*

УДК 669.162

д.т.н. Новохатский А. М.,
Дименьтьев А. О.,
Михайлюк Г. Д.,
к.т.н. Карпов А. В.
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)

АНАЛИЗ ВЛИЯНИЯ РЕЖИМА ВЫПУСКОВ НА ДРЕНАЖНЫЕ УСЛОВИЯ В ГОРНЕ ДОМЕННОЙ ПЕЧИ

Проведен анализ влияния режима выпусков на дренажные условия в горне доменной печи. Определено, что от чередования чугунных леток, используемых для выпуска продуктов плавки, зависит размер малоактивных зон и их воздействие на технико-экономические показатели доменной плавки.

***Ключевые слова**: доменная печь, продукты плавки, горн, режим выпусков, дренажные условия, чередование чугунных леток, малоактивные зоны.*

Проблема и ее связь с научными и практическими задачами. Интенсивность протекания доменного процесса в значительной мере зависит от организации массообмена продуктов плавки в горне, в периоды выпуска и накопления.

Уменьшение количества хорошо прогретых жидкоподвижных продуктов плавки, которые накапливаются в период между закрытием и открытием чугунной летки, приводит к ухудшению дренажных условий в остальной части горна, что отрицательно влияет на технико-экономические показатели доменной плавки.

Важную роль в процессе массообмена расплава играет режим выпусков продуктов плавки, который влияет на объем и местоположение в горне продуктов плавки, оставшихся в момент закрытия чугунной летки [1].

Большой объем продуктов плавки, постоянно остающийся в горне, приводит к ухудшению дренажных условий, а, в последствии, образованию центральной малоактивной зоны, так называемого «тотермана».

Продолжительная работа доменной печи в таких условиях приводит к расстройству горна, что требует от технологов радикальных решений для повышения вместимости металлоприемника.

Ухудшение дренажных условий приводит к образованию в соответствующей части горна доменной печи малоактивной зоны, для борьбы с которой потребуются крупные затраты энергоресурсов.

В результате этого значительно снизится накопительная способность горна доменной печи, что может привести к ухудшению технико-экономических показателей доменной плавки [2].

Современные технологии позволяют определять уровень слоя продуктов плавки по окружности горна [3], благодаря чему возникает возможность оперативного обнаружения малоактивных зон в нижней части доменной печи и, при необходимости, предпринимать технологические действия для их ликвидации.

Постановка задачи. Целью работы является анализ дренажных условий в горне доменной печи при различных режимах выпусков продуктов плавки.

Изложение материала и его результаты. В период выпуска продуктов плавки через канал чугунной летки, уровень шлака по окружности горна уменьшается не равномерно.

В секторе горна около чугунной летки уровень шлака уменьшается быстрее, чем

с диаметрально противоположной стороны.

После прорыва горнового газа через чугунную летку, ее закрывают огнеупорной массой, а в печи остается шлак, имеющий наклонную поверхность, образуя так называемую депрессионную воронку.

В период накопления продуктов плавки депрессионная воронка выравнивается в течении 15-25 минут, после чего «зеркало» шлака приобретает горизонтальную поверхность. Далее уровень расплава по окружности горна увеличивается равномерно.

Характер изменения уровня продуктов плавки в горне доменной печи повторяется от выпуска к выпуску, в периоды ее открытого и закрытого состояния используемой чугунной летки.

В связи с этим в секторе горна около чугунной летки существует зона свободного истечения продуктов плавки [4].

Размер зоны свободного истечения в современных доменных печах не значителен, из-за большого диаметра металлоприемника. В связи с этим не правильное чередование чугунных леток между выпусками продуктов плавки приводит к ухудшению дренажных условий в противоположной от выпускных каналов печи части горна.

Проведен анализ работы доменной печи №1 ПАО Алчевского металлургического комбината («АМК»), объемом 3000 м^3, которая оборудована тремя чугунными летками, расположенными под углами 51^o, 154^o 30' и 154^o 30', при этом наименьший угол между летками №2 и №3.

Для выпуска продуктов плавки на доменной печи №1, относительно смены чугунной летки, используется несколько режимов выпусков:

- чередование трех чугунных леток по окружности печи;

- чередование двух чугунных леток, которые расположены под углом 154^o 30';

- чередование двух чугунных леток, расположенных под наименьшим углом.

Благодаря специфическому расположению выпускных каналов печи, наиболее низкий уровень продуктов плавки по окружности горна будет обеспечиваться, при режиме выпусков с чередованием чугунных леток для выпуска расплава №1 - №2 - №3 или №1 - №3 - №2.

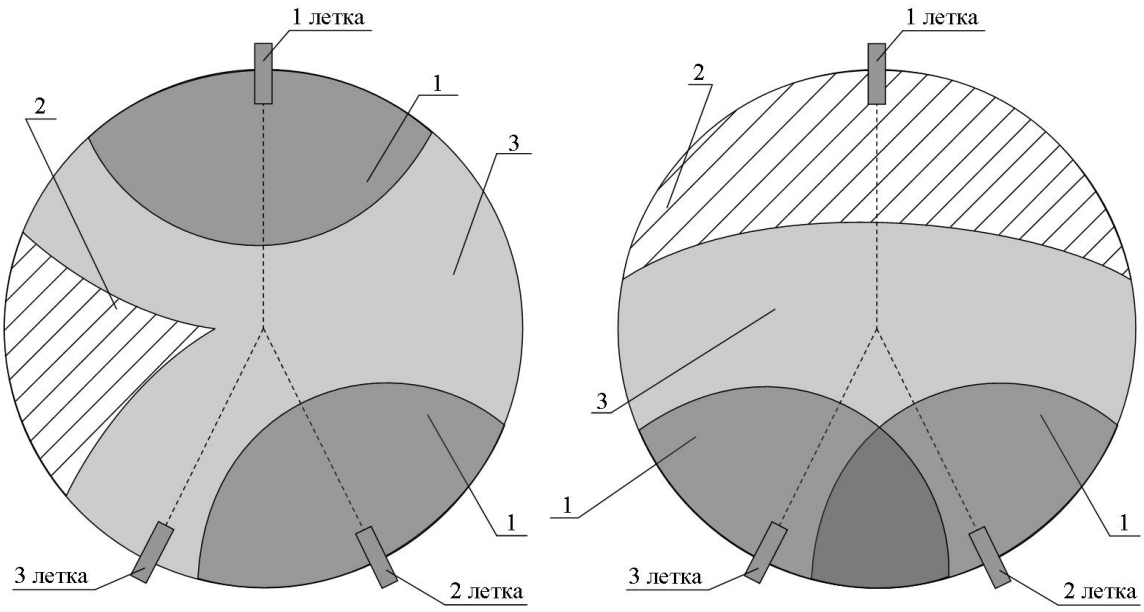
При данных режимах выпусков, уровень продуктов плавки между чугунными летками №1 - №2 и №1 - №3 выше, чем между №2 - №3, что связано с расположением зон свободного истечения в горне доменной печи.

Проведенный анализ движения продуктов плавки в горне, в период между открытием и закрытием выпускного канала печи, позволяет сделать вывод, что на доменной печи №1 ПАО «АМК» целесообразно применять режим выпусков с чередованием чугунных леток №1 - №2 - №1 - №3 или №1 - №3 - №1 - №2, а при капитальном ремонте I разряда оборудовать металлургический агрегат 4 летками, расположенными по парно симметрично.

Использование режима выпусков с чередованием двух чугунных леток, расположенных под углом 154^o 30', приводит к перекосу уровня продуктов плавки по окружности горна, так как зоны свободного истечения с одной стороны металлоприемника расположены близко, а с другой расстояние между ними значительно больше. Соответственно над малоактивной зоной уровень расплава будет значительно выше, чем с противоположной стороны печи.

На рисунке 1(а) представлено расположение зон свободного истечения, зоны с ухудшенными дренажными условиями и малоактивной зоны, при режиме выпусков с чередованием чугунных леток для выпуска продуктов плавки №1 - №2.

В этой ситуации, изменение режима выпусков с вводом в эксплуатацию третьей чугунной летки, сопровождается повышением уровня расплава по окружности горна и ухудшением работы доменной печи.



1 – Малоактивная зона; 2 – Зона с ухудшенными дренажными условиями;
3 – Зоны свободного истечения расплава

Рисунок 1 – Схема расположения зон а в горне доменной печи №1 ПАО «АМК», при различных режимам выпусков

Режим выпусков с чередованием двух чугунных леток расположенных под углом в 51^{o}, наиболее не благоприятный для работы горна данной доменной печи, так как значительно возрастает перекос уровня продуктов плавки по окружности нижней части металлургического агрегата.

На рисунке 1(б) видно, что между чугунными летками №2 и №3 уровень продуктов плавки довольно низкий, из-за накладки зон свободного истечения расплава, а с противоположной стороны горна образуется большая малоактивная зона.

Над образовавшейся малоактивной зоной уровень продуктов плавки постоянно высокий, что приводит к систематическому переполнению этой части горна. В результате этого ухудшаются технико-экономические показатели доменной плавки.

В этой ситуации, изменение режима выпусков, при котором для выпуска продуктов плавки начинают использовать чугунную летку №1, из-за зоны с ухудшенными дренажными условиями и малоактивной зоны возле нее, сопровождается чрезмерно высоким уровнем расплава по окружности горна, а так же малым количеством выпущенных чугуна и шлака, в период открытого выпускного канала печи.

Так же проведен анализ работы доменной печи №5 ПАО «АМК», объемом 1719 м^{3}, которая оборудована двумя чугунными летками, расположенными под углом 60^{o}. В период ее работы, из-за близкого расположения чугунных леток, не зависимо от режима выпусков продуктов плавки, с противоположной от них стороны горна постоянно будут ухудшенные дренажные условия, что приводит к образованию там малоактивной зоны.

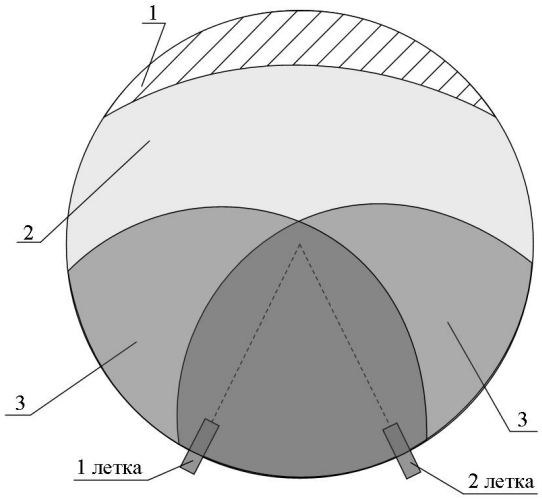
Режимы выпусков на данной доменной печи можно разделить по частоте смены чугунной летки для выпуска продуктов плавки на две группы: высокая и низкая частота смены.

Отличаются они тем, что во втором случае смену чугунной летки для выпуска продуктов плавки производят реже, чем раз в 6 часов.

Высокая частота смены чугунной летки для выпуска продуктов плавки позволяет

иметь наименьший уровень остаточного расплава в горне, при этом малоактивная зона будет иметь минимальные размеры, как видно на рисунке 2.

При данном режиме выпусков образование малоактивной зоны не оказывает заметного влияния на вместимость горна для накопления продуктов плавки, что позволяет не допустить переполнения горна и получить высокие технико-экономические показатели доменной плавки.



1 – Малоактивная зона; 2 – Зона с ухудшенными дренажными условиями; 3 – Зоны свободного истечения расплава

Рисунок 2 – Схема расположения зон в горне доменной печи №5

Применение режима выпусков с низкой частотой смены чугунной летки для выпуска продуктов плавки, приводит к увеличению размера малоактивной зоны и образованию зоны с ухудшенными дренажными условиями возле не используемого выпускного канала.

В связи с этим, при изменении номера чугунной летки для выпуска продуктов плавки, из-за зоны с ухудшенными дренажными условиями и малоактивной зоны, уровень расплава по окружности горна в период первых нескольких выпусков будет более высокий. В результате чего снизятся показатели работы доменной печи и возможно превышение уровня шлака выше оси воздушных фурм.

Доменные печи №1 и №5 оборудованы системами контроля состояния горна, которые позволяют оперативно определять изменение уровня продуктов плавки соответственно в 14 и 10 секторах по их окружности.

На рисунке 3 представлен выдаваемый системой контроля график изменения уровня расплава по окружности горна, в период смены для выпуска продуктов плавки чугунной летки №2 на летку №1.

В период первого открытия чугунной летки №1 уровень шлака в горне практически не снизился. Выпуск продуктов плавки прошел в 2 раза быстрее, чем обычно, его длительность составила 30 минут. Количество выпущенных чугуна и шлака так же оказалось значительно меньше, чем перед этим. Выпуск был закрыт после прорыва горнового газа через выпускной канал печи.

После открытия чугунной летки, из-за зоны с ухудшенными дренажными условиями произошло активное образование депрессионной воронки в слое шлака. В результате из доменной печи вышел расплав, который располагался над выпускным каналом печи, с образованием небольшой зоны свободного истечения. Поэтому, после закрытия выпуска, уровень продуктов плавки по окружности горна получился довольно высоким.

На параметрах работы доменной печи высокий уровень остаточных продуктов плавки по окружности горна не отразился.

При этом расход дутья, нижний перепад давления газа и давление под колошником не изменились, как видно из рисунка 4.

В дальнейшем выпуска продуктов плавки на доменной печи №5 ПАО «АМК» производились через чугунную летку №1.

Продолжительность второго выпуска продуктов плавки через чугунную летку №1, по сравнению с предыдущим, увеличилась на 5 минут, а уровень остаточного шлака по окружности горна незначительно понизился.

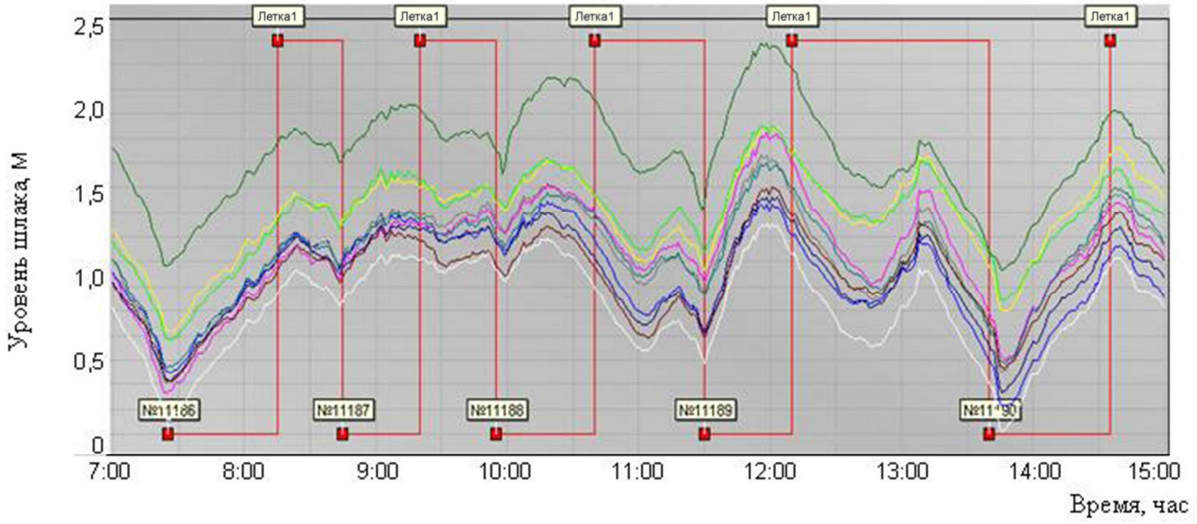


Рисунок 3 – Изменение уровня шлака по окружности горна доменной печи №5 ПАО «АМК» по показаниям системы контроля состояния горна

Повышенный уровень расплава в доменной печи на протяжении двух выпусков повлиял на нижний перепад давления, который начал повышаться за 20 минут до открытия чугунной летки. В период выпуска продуктов плавки он незначительно снизился, практически до нормальной величины, что свидетельствует об уменьшении количества остаточного шлака в печи.

После закрытия выпуска продуктов плавки, перепад давления резко увеличился, при этом он стал больше, чем был в момент открытия чугунной летки. В результате чего технологическому персоналу пришлось снизить расход дутья на 300 м^3/мин.

Третий выпуск продуктов плавки длился 50 минут и уровень расплава по окружности горна снизился больше, чем за предыдущие два выпуска, однако по прежнему оставался повышенным.

Открытие этого выпуска привело к постепенному снижению нижнего перепада давления, а расход дутья плавно восстановился до 3200 м^3/мин, как показано на рисунке 4.

После закрытия выпуска продуктов плавки нижний перепад давления снизился до нормального уровня, но в 11:40 начал стремительно повышаться.

В 12:10 открыли 4 выпуск продуктов плавки через чугунную летку №1, при этом технологическому персоналу доменной печи пришлось произвести «осадку», уменьшив расход дутья на 400 м^3/мин, так как нижний перепад давления не уменьшался.

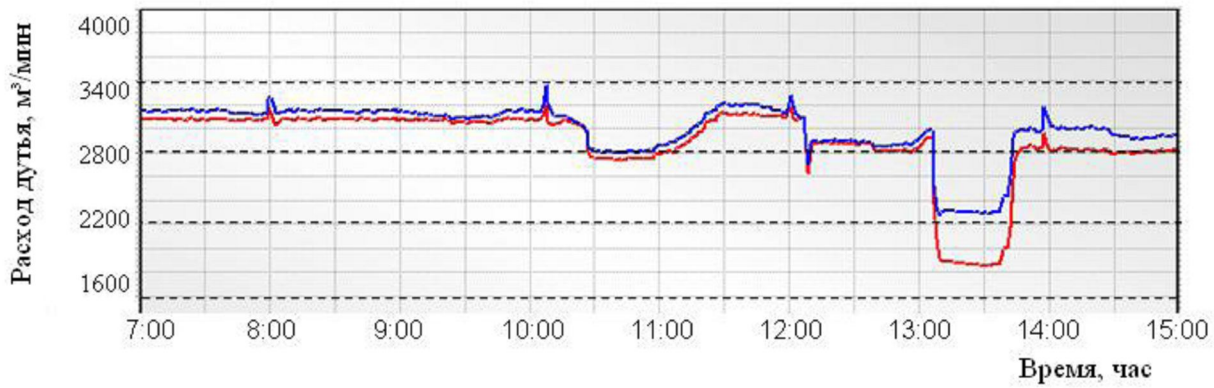
В 13:40 снизили расход дутья до 2300 м^3/мин, что привело к уменьшению давления под колошником до 0,3 ати. Данный режим работы поддерживали в течении 30 минут, как видно на рисунке 4.

Так же по данной причине опустился столб шихтовых материалов в металлоприемнике, что привело к повышению уровня расплавов, которое было зафиксировано системой контроля состояния горна и представлено на рисунке 3.

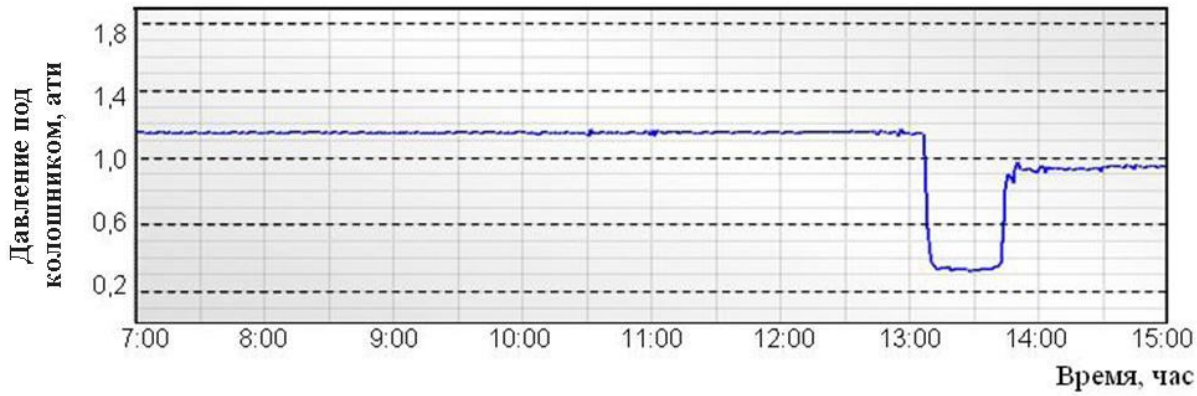
В связи с этим продолжительность выпуска продуктов плавки увеличилась до 90 минут.

После закрытия чугунной летки уровень расплава значительно снизился по сравнению с предыдущими 3 выпусками и достиг высоты последнего выпуска через выпускной канал печи №2.

а)



б)



в)

а – изменение нижнего перепад давления, б – изменение расхода дутья,
в – изменение давления под колошником

Рисунок 4 – Изменение параметров доменной плавки на протяжении 4 выпусков через чугунную летку №1

Таким образом, из-за образования зоны с ухудшенными дренажными условиями около чугунной летки №1 в период работы доменной печи с выпуском продуктов плавки через летку №2, производительность металлургического агрегата снизилась на 7,3 %, а так же в течении 6 часов было чрезмерное наполнение расплавом горна.

Из проведенного анализа работы доменной печи №5 можно сделать вывод, что для нормального движения продуктов плавки в горне необходимо регулярно производить смену чугунной летки или работать без смены выпускного канала печи до ремонта главного желоба на литейном поле, что позволит минимизировать затраты в переходный период.

В первом случае будут ликвидированы условия для образования зоны с ухудшенными дренажными условиями возле второй чугунной летки, а во втором минимизируется расход энергоресурсов затраченных на борьбу с полученной зоной.

Выводы и направление дальнейших исследований.

На доменной печи №1 ПАО «АМК» для обеспечения хорошей работы горна целесообразно использовать режим выпусков с чередованием чугунных леток №1 - №2 - №1 - №3 или №1 - №3 - №1 - №2, а при капитальном ремонте I разряда увеличить число леток до 4, расположив их попарно симметрично.

Для доменной печи №5 ПАО «АМК» смену чугунной летки для выпуска продуктов плавки необходимо регулярно производить или работать без ее смены, до ремонта главного желоба на литейном поле.

При разработке режима выпусков на других доменных печах необходимо учитывать расположение зон свободного истечения расплава в металлоприемнике, что позволит избежать ухудшения дренажных условий в нижней части металлургического агрегата, перекоса уровня продуктов плавки и переполнения горна жидким шлаком.

Библиографический список

1. Новохатский А.М. Совершенствование режима выпуска продуктов плавки из горна доменной печи // Вісник Приазовського державного технічного університету: Зб. наук. праць. – Маріуполь, 2008. – Вип. 18.– С. 19-22.

2. Новохатский А.М. Потеря полезного объема горна доменной печи / А.М. Новохатский, А.О. Дементьев, А.В. Карпов, Г.Д. Михайлюк // Вісник Приазовського державного технічного університету: Зб. наук. праць. – Маріуполь, 2012. – вип. 25.– С. 47-50.

3. Новохатский А.М. Система контроля состояния горна доменной печи / А.М. Новохатский, Г.Д. Михайлюк // Черные металлы. – 2012. – №8. – С. 13-17.

4. Новохатский А. М. Анализ закономерностей протекания массообменных процессов в горне доменной печи // Металлы и литье Украины. – 2008. – № 6. – С. 5-7.

5. Новохатский А. М. Влияние тотермана на процесс движения шлака в горне доменной печи / А.М. Новохатский, А.О. Дементьев, Г.Д. Михайлюк // Металлы и литье Украины. – 2013. – № 2. – С. 6-9.

Рекомендована к печати д.т.н., проф. Петрушовым С. Н.

Статья поступила в редакцию 04.11.13

д.т.н. Новохатський О. М., Діментьєв О. О., Михайлюк Г. Д., к.т.н. Карпов А. В. *(ДонДТУ, м. Алчевськ, Україна)*

АНАЛІЗ ВПЛИВУ РЕЖИМУ ВЫПУСКІВ НА ДРЕНАЖНІ УМОВИ В ГОРНІ ДОМЕННОЇ ПЕЧІ

Проведено аналіз впливу режиму випусків на дренажні умови в горні доменної печі. Визначено, що від чергування чавунних льоток, які використовують для випуску продуктів плавки, залежить розмір малоактивних зон і їх вплив на техніко-економічні показники доменної плавки.

Ключові слова: *доменна піч, горн, режим випусків, дренажні умови, чергування чавунних льоток, продукти плавки, малоактивні зони.*

Dimentev A. O., Novohatskiy A. M., Karpov A. V., Mihaylyuk G. D., *(DonSTU, Alchevsk, Ukraine)*

ANALYSIS OF THE IMPACT OF THE RELEASE MODE ON THE DRAINAGE CONDITIONS IN THE HEARTH BLAST FURNACE

The analysis of the impact of the release mode on the drainage conditions in the hearth blast furnace. Determined that the from changing iron notch, which is used the release to melting products depends the size of low-activity zones and their impact on the technical and economic parameters of blast furnace.

Key words: *blast furnace, hearth, release mode, drainage conditions, changing iron notch, the products of melting, low-activity zones.*

УДК 669.1.015.2:662.785

д.т.н. Петрушов С. Н.,
к.т.н. Русанов И. Ф.,
Русанова Н. В.
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина, Natalka_01@bk.ru)

АНАЛИЗ ПРИМЕНИМОСТИ УГЛЕЙ С ВЫСОКИМ ВЫХОДОМ ЛЕТУЧИХ В АГЛОМЕРАЦИИ

В результате сравнения составов различных топлив показана возможность использования в агломерации энергетических углей с высоким выходом летучих веществ и смол после их удаления при низкотемпературном нагреве. Предложена схема подготовки топлива к агломерации и использования выделяющихся при нагреве летучих веществ и смол.

Ключевые слова: *энергетические угли, низкотемпературный нагрев, летучие вещества, смола, агломерация.*

Одним из важнейших требований к агломерационному топливу является низкое содержание в нем летучих веществ и смол. Это требование обусловлено особенностью процесса горения твердого топлива при агломерации, заключающейся в том, что оно горит послойно, образуя зону горения шириной 20-25 мм с температурой 1300-1500 ^{o}C.

Ниже зоны горения располагаются зоны интенсивного нагрева, сушки и переувлажнения шихты.

В зоне интенсивного нагрева температура снижается с 1300^{o}C до 300 – 400^{o}C, а в зоне переувлажнения она не превышает 70 – 80^{o}C [1].

Такое распределение температур приведет к тому, что при применении топлива, содержащего большое количество летучих веществ и смолы, последние в слое не сгорят, а возгонятся и унесутся с отходящими газами. При этом в газовом тракте смолы сконденсируются на поверхности элементов тракта, и пыль, содержащаяся в отходящих газах, осядет на поверхность покрытую смолой. В результате тракт “зарастет”.

В связи с этим требованию, предъявляемому к агломерационному топливу, отвечают лишь мелкий кокс (коксик) и антрацит марок АШ и АС. Однако в последнее время разрабатываются новые технологии по брикетированию мелкого кокса, его повторному использованию при производстве кокса, использованию антрацита в доменной плавке. В результате в агломерационном производстве будет и уже ощущается нехватка этих топлив. К тому же стоимость их высока и может еще возрасти при их повышенной востребованности.

Следует также иметь ввиду, что добыча качественных спекающихся газовых, жирных углей и антрацита более чем в два раза превышает их долю в запасах, в то время, как добыча углей марок Б, Д, ДГ и Г меньше их доли в балансовых запасах в 1,2 – 7,4 раза, т. е. структура добычи углей в Украине в настоящее время не соответствует имеющимся запасам. Такое положение отчасти объясняется тем, что низкосортные угли Украины до настоящего времени не находят широкого применения в промышленности, в первую очередь, в черной металлургии, несмотря на то, что расход твердого топлива в агломерационном производстве составляет свыше 3,0 млн. т в год.

В связи с этим возникает потребность в оценке применимости энергетических углей при агломерации и разработке способов их подготовки к процессу.

Основным отличием энергетических (неспекающихся) углей от антрацита является наличие в их составе значительного количества летучих веществ, превышающее их содержание в антраците в 15-20 раз

(табл. 1). Вторым недостатком энергетических углей является повышенное содержание в них минеральных примесей (золы). В результате содержание нелетучего углерода, который является основным горючим компонентом в агломерационной шихте, в этих углях низкое (табл. 1). Как следствие, теплотворная способность этих углей в 1,5-2 раза ниже, чем у антрацитов

Как известно, при термической деструкции угля выделяются конденсируемые и газообразные продукты. К конденсируемым продуктам относятся водяные пары, смолы и непредельные углеводороды.

Содержание смолы в различных углях тесно связано с выходом летучих веществ, – чем их больше, тем больше смолы. Так в антраците, поставляемом на Алчевский металлургический комбинат (АМК), смола практически отсутствует. В шихте коксовых печей смолы содержится 3 – 4 %, а в энергетических углях – 4 – 6 %.

При коксовании смола испаряется и уходит из коксовых печей вместе с газом Концентрация смолы в газе составляет 80 – 150 г/м^3.

В современных условиях на производство тонны агломерата расходуется не более 60 кг топлива (коксовой мелочи и антрацита марки АШ или АС). В таком количестве топлива содержится 40 – 45 кг нелетучего углерода. Для обеспечения такого количества углерода в шихте при замене агломерационного топлива энергетическим его расход должен быть в 1,5 – 2 раза выше, т.е. 90 – 120 кг.

Такое количество энергетического топлива внесет в шихту 3-7 кг смолы.

Таблица 1 – Технический анализ и элементарный состав углей

Уголь, марка	Технический анализ				Элементарный состав			
	A^d	S^d	V^d	V^{daf}	C^{daf}	H^{daf}	O^{daf}	W^{daf}
Бурый, Б	20-23	4,8-5,0	48-55	62-70	70,4	4,9	18,0	1,2
Длиннопламенный, Д	17-19	2,8-3,5	40-42	50-51	76,0	5,5	11,7	1,6
Газовый, Г	12-18	1,8-2,4	39-41	44-46	80,5	5,4	8,2	1,5
Антрацит, А	6-8	1,5-1,7	2,3-2,5	2,5-2,7	88,9	1,4	1,2	0,7

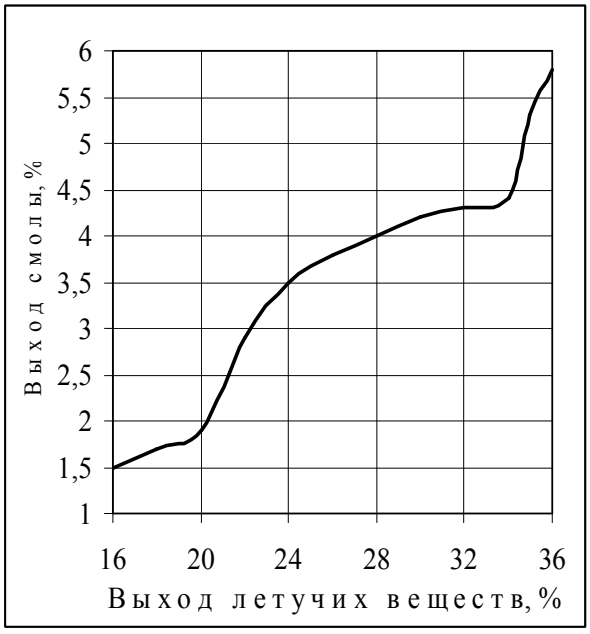


Рисунок 1 – Выход смолы из топлива в зависимости от содержания в нём летучих веществ

Выход летучих веществ из бурых и жирных каменных углей начинается примерно при 150 – 170°, тощих углей и антрацитов ~ 400°С и завершается при высоких температурах – 1100 – 1200°С. Причем основная масса летучих веществ выделяется при нагреве топлива до 500 – 550°С. Выход смолы высокотемпературного коксования составляет 40 – 50% от выхода первичной смолы (смолы полукоксования), или 10 – 15% от выхода летучих веществ.

Учитывая такие особенности поведения каменного угля при его нагревании, простой расчет показывает, что при часовой производительности аглофабрики 500 т/час испарение смолы из шихты составит примерно 1000 – 2500 кг, объем которой будет равен 0,8 – 2,0 м^3. Такого количества смолы вполне достаточно, чтобы газовый тракт последних вакуум камер машин "запрос" полностью за 3 – 4 суток их работы.

В таблице 2 приведены составы газов и их выход при нагревании различных твердых топлив [2].

Данные таблицы свидетельствуют, что выделение газов при нагревании твердых топлив происходит при сравнительно низких температурах. По мере увеличения содержания углерода в исходной массе топлива для выделения газов требуется более высокая температура.

В выделяющемся при нагревании бурого угля газе основным компонентом является углекислый газ (его содержится свыше 50 %), и поэтому содержание горючих составляющих невелико (38 – 41 %) Теплота сгорания такого газа 8–10 МДж/м^3, что в два-три раза выше, чем доменного.

Основным компонентом газа, выделяющегося при нагревании каменного угля, является метан, и горючих газов в нем содержится от 72 до 80 %. Наибольшее количество горючих газов в продукте разложения газового угля. Теплота сгорания газов выделяющихся при нагреве каменного угля выше, чем у коксового газа на 10–15 МДж/м^3 и равна 25 – 30 МДж/м^3.

Глубокое разложение органической массы угля, выделение жидких в обычных условиях веществ (смолы) завершается при температуре около 500 – 550 ^{0}С.

С учетом теплоты сгорания выделившейся смолы, при сжигании 1 м^3 полученного газа количество выделяющегося тепла составит 30 – 34 МДж.

Повышенное содержание золы в энергетических углях не только уменьшает их теплотворную способность, но при агломерации требует введения в шихту дополнительного флюса.

Таблица – 2 Состав и выход газов при нагревании топлив

Вид топлива	Температурные границы нагревания	Потери массы, %	Состав газа, %						
			CO_2	C_6H_6	C_nH_{2n}	CO	H_2	CH_4	N_2
Молодой бурый уголь	233-320	26,8	55,6	0,6	1,0	24,7	0,3	11,4	6,4
Старый бурый уголь	260-340	31,0	49,3	0,9	0,8	19,5	0	19,5	10,0
Газовый каменный уголь	300-360	12,2	7,3	0,5	1,4	6,0	14,6	57,4	12,3
Тощий каменный уголь	330-400	10,0	6,5	2,6	2,3	4,1	9,7	53,5	21,3
Антрацит	230-475	0,7	4,6	1,3	0,4	2,6	0	70,6	14,8

Основным компонентом золы является кремнезем, - его содержание составляет около 50 % от массы золы. Количество добавляемого основного флюса определяется балансом свободного CaO в шихтовых материалах, который для топлива имеет следующий вид

$$RO_\phi \cdot g_\phi = -0{,}01 \cdot RO_\text{T} \cdot A \cdot g_\text{T}, \qquad (1)$$

где RO_ϕ и RO_T содержание свободного CaO во флюсе и топливе соответственно, %; A – содержание золы в топливе, %; g_ϕ и g_T удельные расходы флюса и топлива, кг.

Содержание "свободного" CaO в материале при заданной основности (B) равно $RO = CaO - B \cdot SiO_2$. Численное значение RO для флюса положительное, а для золы топлива – отрицательное. Знак указывает на избыток или недостаток CaO в материале.

Согласно уравнению (1) расход добавочного флюса на 1 кг топлива равен:

$$\frac{g_\phi}{g_\text{T}} = 0{,}01 \cdot \frac{RO_\text{T}}{RO_\phi} \cdot A =$$

$$= 0{,}01 \frac{CaO_\text{T} - B \cdot SiO_{2\text{T}}}{CaO_\phi - B \cdot SiO_{2\phi}}. \qquad (2)$$

В таблице 3 приведены расчетные значения количества добавочного флюса при использовании рядовых энергетических углей марки Б, Д и Г, и агломерационного топлива марки АС, АШ и КМ.

Проведенный выше анализ показывает, что энергетические угли без их предварительной подготовки не могут использоваться в качестве агломерационного топлива. Подготовка этих марок углей должна включать обогащение и низкотемпературный пиролиз. В результате обогащения содержание золы в углях должно быть снижено до 6 – 8 %. Тогда после выделения летучих веществ и смолы из этих углей содержание золы в твердом остатке будет не больше, чем у коксовой мелочи. При этом и содержание твердого углерода в нем будет примерно такое же, как и в применяемом в настоящее время агломерационном топливе.

Расчет показывает, что, например, для обеспечения аглоцеха АМК твердым топливом низкотемпературному пиролизу должно подвергаться 60 – 80 т в час обогащенного энергетического угля. При этом объем выделившегося газа будет составлять 15 – 18 тыс. м^3, сжигание которого позволит получить 450 – 550 тыс. МДж тепла.

Подготовка энергетического топлива к агломерации может быть организована как на коксохимическом заводе, так и непосредственно на аглофабрике.

При подготовке на коксохимическом заводе несколько коксовых камер переводится на низкотемпературный режим пиролиза, а выделяющийся газ отводится в общий газосборник и в дальнейшем перерабатывается совместно с коксовым.

Таблица 3 – Количество добавочного флюса (кг) в расчете на 1 кг топлива (числитель) и на 1 кг твердого углерода (знаменатель)

Топлива	Расход флюса в зависимости от основности агломерата, кг/кг				
	1,2	1,3	1,4	1,5	1,6
Б	0,32/1,38	0,35/1,50	0,38/1,63	0,41/1,75	0,43/1,87
Д	0,21/0,84	0,23/0,92	0,25/0,99	0,27/1,07	0,29/1,14
Г	0,17/0,76	0,18/0,83	0,20/0,90	0,21/0,97	0,23/1,04
АС, АШ	0,05/0,36	0,06/0,39	0,06/0,42	0,07/0,46	0,08/0,49
КМ	0,15/0,39	0,16/0,46	0,18/0,50	0,19/0,50	0,21/0,53

Такой вариант подготовки топлива наиболее простой и не требует капитальных затрат. Однако при этом аглофабрика вынуждено будет покупать и топливо, и газ по цене производителя, т.е. КХЗ.

Пиролиз энергетического угля может быть осуществлен и на небольших установках непосредственно на агломерационной фабрике. Выделяющийся при этом газ может быть использован для зажигания и внешнего нагрева агломерационной шихты. Обычно на зажигание и внешний нагрев (комбинированный нагрев) шихты расходуется 150 – 400 МДж / т агломерата. В условиях АМК даже при увеличении часового производства агломерата до 700 т на комбинированный нагрев шихты необходимо затратить 105 – 280 тыс. МДж тепла, и для этого потребуется 4 – 9 тыс. $м^3$ получаемого газа, что составляет 30 – 50 % от общего выхода газа. Эта часть газа может использоваться без очистки от смол, если газ в зажигательный горн подавать нагретым до температуры, при которой конденсация смолы не происходит. Остальной газ может быть использован для других целей на комбинате после его очистки от смолы.

Учитывая, что калорийность получаемого при пиролизе углей газа высокая, для нагрева угля в установке пиролиза целесообразно использовать низкокалорийный доменный газ.

Таким образом, на основании проведенного анализа, установлено, что энергетические угли, могут рассматриваться как топливо для агломерации после их обогащения и низкотемпературного пиролиза.

В дальнейшем необходимо провести опытные спекания агломерата с использованием подготовленных энергетических углей.

Библиографический список

1. Вегман Е.Ф. Теория и технология агломерации / Е.Ф. Вегман. – М.: Металлургия, 1974. – 287 с.

2. Линчевский В.П. Топливо и его сжигание / В.П. Линчевский. – М.: Металлургиздат, 1959. – 400 с.

Рекомендована к печати д.т.н., проф. Новохатским А. М.

Статья поступила в редакцию 05.11.13

д.т.н. Петрушов С. М., к.т.н. Русанов І. Ф., Русанова Н. В. *(ДонДТУ, м. Алчевськ, Україна, Natalka_01@bk.ru)*

АНАЛІЗ ПРИДАТНОСТІ ВУГІЛЛЯ З ВИСОКИМ ВИХОДОМ ЛЕТКИХ В АГЛОМЕРАЦІЇ

У результаті порівняння різних складів палив показано можливість використання в агломерації енергетичного вугілля з високим виходом летких речовин і смол після їх видалення при низькотемпературному нагріванні. Запропонована схема підготовки палива до агломерації і використання летких речовин і смол, які виділяються при нагріванні.

Ключові слова: *енергетичне вугілля, низькотемпературне нагрівання, леткі речовини, смола, агломерація.*

Petrushov S. N., Rusanov I. F., Rusanova N. V. (*DonSTU, Alchevsk, Ukraine, Natalka_01@bk.ru*)

ANALYSIS OF THE APPLICABILITY COALS WITH HIGH VOLATILE IN AGGLOMERATION

By comparing the composition of various fuels the opportunity of use in the agglomerations power coals with high volatile matter and tars after removing them low-temperature warming. Proposed scheme for preparation of fuel and use of agglomeration escaping volatile substances during heating and tars.

Key words*: energetic coals, low- temperature warming, volatiles, resin, agglomeration.*

УДК 669.147:669.35

д.т.н. Смирнов А. Н.
(ГВУЗ «ДонНТУ», г. Донецк, Украина,
stalevoz@i.ua),
к.т.н. Куберский С. В.
к.т.н. Семирягин С. В.
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина),
Ухин В. Е.
(ГВУЗ «ДонНТУ», г. Донецк, Украина)

ОСОБЕННОСТИ НЕПРЕРЫВНОГО ГОРИЗОНТАЛЬНОГО ЛИТЬЯ ПОЛОЙ КРУГЛОЙ ЗАГОТОВКИ ИЗ МЕДИ И МЕДНЫХ СПЛАВОВ

Показана принципиальная возможность получения качественных непрерывнолитых полых труб из меди огневого рафинирования и ее сплавов. Установлено, что уровень механических свойств непрерывнолитого металла близок, а в некоторых случаях даже превышает характеристики свойственные прессованной трубе. Особенно это характерно участкам трубы с мелкокристаллической структурой. Установлено благоприятное влияние фосфора в меди на улучшение литейных свойств (качества поверхности).

Ключевые слова: *медь, сплавы, непрерывная разливка, полая заготовка, параметры, свойства, качество.*

Развитие производства цветных металлов и в частности меди, является важной народнохозяйственной задачей для любого индустриально развитого государства. Медь является одним из основных металлов, на которых во многом держится современная цивилизация. Она широко используется: в качестве кабельно-проводниковой продукции; из меди создают высокоэффективные теплообменные агрегаты; благодаря уникальному сочетанию физико-химических свойств медные изделия широко применяют в промышленном и гражданском строительстве.

Основными доминирующими тенденциями, сопровождающими развитие процессов получения медной продукции, является стремление производителей снизить материалоемкость и улучшить качество полупродукта уже на стадии получения слитков и заготовок. Эти проблемы получают наибольшую актуальность в условиях повышения удельной производительности агрегатов, что обеспечивает высокий энергосберегающий эффект [1-4].

Одним из наиболее развитых сегментов рынка изделий из цветных металлов являются медные трубы.

В настоящее время достаточно распространенной для производства труб различного назначения из меди, ее сплавов и других цветных металлов, является технология предусматривающая:

– отливку слитков полунепрерывного литья;

– нагрев и прессование мерной литой заготовки;

– холодную прокатку прессованной трубной заготовки;

– волочение катанной трубы до конечного размера.

Данная технологическая цепочка является весьма материалоемкой и энергозатратной, что в конечном счете приводит к высокой себестоимости готовой продукции. По этим причинам во многих странах мира производители переходят на новые, более перспективные, экономически привлекательные и экологически безопасные технологические процессы изготовления труб из цветных металлов общего и специального назначения.

В настоящее время в мире используются в производстве, находятся на стадии внедрения или разрабатываются следующие технологии изготовления медных тянутых труб, которые в качестве исходной заготовки применяют литую полую трубу:

– технология «Directube process» («Cast and Roll process») позволяет отливать трубную заготовку из меди под горячую прокатку на планетарном стане;

– инновационная технология «UPCAST® SG Tube» финской компании «UPCAST OY», позволяет получать литую полую заготовку из меди в бухтах большой массы под волочение на станах типа «Spinner block»;

– обычная технология «UPCAST» применяется в основном в КНР для производства непрерывнолитых труб под дальнейшую холодную прокатку (используется только для производства труб неответственного назначения, например, защитных оболочек коаксиальных кабелей);

– технология отливки полых заготовок на установке непрерывного горизонтального литья под холодную прокатку на пилигримовом стане (на сегодняшний день до конца не отработана, вследствие чего не получила распространения среди производителей трубного проката из меди).

Необходимо отметить, что из разнообразия инновационных технологических схем значительная часть новейших разработок в указанной области предусматривает применение полой литой заготовки, изготовленной на установках непрерывного литья.

Главной особенностью практически всех технологических схем получения полой литой заготовки из меди для дальнейшей прокатки и волочения, является необходимость использования катодной меди. Возможность использования меди огневого рафинирования для производства полой литой заготовки, в настоящее время, не подтверждена ни одним из вышеперечисленных разработчиков инновационных технологий. Механические свойства меди резко меняются в зависимости от наличия примесей. По сравнению с катодной медью медь огневого рафинирования содержит повышенное содержание кислорода и ряд неудаляемых примесей: серебро, никель и др. Не смотря на присутствие перечисленных примесей отечественные предприятия, располагают технологиями позволяющими получать рафинированный металл, удовлетворяющий всем требованиям, предъявляемым к меди используемой в производстве изделий электротехнической промышленности [5]. Кроме того, механические свойства меди – упругость, пластичность, вязкость, твёрдость и т.д. можно существенно улучшить за счет предварительной механической обработки, например, прессования, прокатки, термической обработки и др.

При использовании катодной меди применение технологии изготовления медной тянутой трубы за счет холодной прокатки полой литой заготовки, позволяет уменьшить прямые производственные затраты на 2-5% по сравнению с наиболее распространенным процессом получения труб из прессованных слитков. Дополнительная эффективность, в пределах 20-30 %, может быть достигнута за счет замены дорогостоящих катодов на рафинированную медь, что значительно повысит конкурентоспособность медной продукции.

В технологической системе производства продукции из меди значительную роль играет этап разливки и затвердевания металла, на котором формируется ряд ее потребительских свойств и основные технологические свойства, влияющие на дальнейшие процессы обработки давлением – плотность, макроструктура, пластичность, прочность и т.п.

Одним из наиболее эффективных способов разливки цветных металлов, является непрерывное литье в горизонтальный закрытый кристаллизатор имеющее ряд существенных преимуществ по сравнению с непрерывным литьем вниз или вверх:

– отсутствие деформации слитка позволяет разливать хрупкие и трещиночувствительные металлы и сплавы, которые не выдерживают разгиба, характерного, например, для радиальных машин [6];

– горизонтальное расположение оборудования даёт возможность при незначительных затратах менять технологическую длину машины, количество и расположение устройств вторичного охлаждения,

электромагнитного перемешивания, переходить на литье другого сечения и т.д.;

– отсутствует вторичное окисление при переливе металла из металлоприёмника в кристаллизатор;

– возможность разливать заготовки малых сечений, благодаря прямой связи металлоприёмника с кристаллизатором, а также более стабильно получать заготовки круглого сечения. Ввиду высокого ферростатического давления в зоне начального формирования слитка (ЗНФС), процесс затвердевания протекает равномерно, что облегчает отливку круга, склонного к образованию овальности [7]. Причём овальность формируется, как правило, именно в ЗНФС и далее её исправить практически невозможно;

– установки горизонтального непрерывного литья (УГНЛ) при равенстве литейных параметров (производительность, диаметр отливаемых заготовок) менее металлоемкие, компактные, не требуют сложных строительных решений, просты в эксплуатации;

– УГНЛ целесообразно экономически и технически использовать при мелкосерийных производствах с большой гаммой номенклатуры, т.е. там, где предусмотрены частые переходы (технологические остановки).

Кроме того, применение в составе технологической линии УГНЛ, отличающейся главным образом малыми габаритами и, соответственно меньшими капиталовложениями при сооружении, позволяет снизить нижнюю границу производительности завода до 10-50 тыс. т и успешно использовать их в составе металлургических микрозаводов.

Металлургические микро-заводы с годовым выходом менее 100 тыс. т имеющие в своем составе УГНЛ можно рекомендовать к применению:

– на машиностроительных предприятиях, имеющих металлургическое производство, для выпуска продукции небольших профилеразмеров;

– на небольших металлургических предприятиях при необходимости организации производства небольших партий мелкосортного проката в короткие сроки;

– при перепрофилировании или реконструкции машиностроительных предприятий;

– при ликвидации или реконструкции крупных металлоёмких сооружений, для переработки металлолома непосредственно на месте производства работ.

Как было отмечено выше в настоящее время определенный сектор рынка медной металлопродукции занимают трубы, заготовки, для которых могут производиться с использованием УГНЛ (рисунок 1). При этом имеется возможность сочетать невысокую стоимость и производительность установки с более высоким качеством получаемых заготовок по неметаллическим включениям и газовой пористости. Кроме того, легче решается вопрос организации непрерывной порезки металла и обслуживания технологического оборудования.

Рисунок 1 – Отливка круглых заготовок на установке горизонтального непрерывного литья

Особенно привлекательны УГНЛ для производства полых трубных заготовок, что позволяет значительно упростить технологическую схему получения готовой металлопродукции.

Одним из недостатков традиционной технологии получения труб являются ограничения размеров и особенно длины используемых заготовок получаемых разливкой в изложницы или полунепрерывным способом. Эти ограничения обусловлены в основном мощностью и габаритами рабочего пространства прессового оборудова-

ния. Получение полых непрерывнолитых заготовок практически полностью решает данную проблему и позволяет использовать в технологической схеме заготовки имеющие значительно большую длину.

Основная цель данной работы заключалась в исследовании параметров процесса получения непрерывнолитой полой трубной заготовки из меди и ее сплавов для последующей холодной прокатки и волочения, а также анализе свойств металла в зависимости от изменяющихся параметров процесса разливки.

Для оценки влияния параметров непрерывного горизонтального литья на качество полой трубной заготовки размером 76×56 мм из меди (М3) предназначенной для дальнейшей холодной прокатки на стане ХПТ были опробованы различные режимы процесса, значения которых представлены в таблице 1.

Важными параметрами непрерывного горизонтального литья полой заготовки является скорость и шаг разливки, оптимальные значения которых обеспечивают попадание дорна в жидкую фазу и предотвращают полное затвердевание на нем заготовки. Кроме того, оптимальный профиль (конусность) поверхности дорна, а также организация вторичного охлаждения внутренней поверхности полых слитков, позволяют избежать проплавление формирующейся оболочки ниже уровня дорна.

Характер нарастания наружной и внутренней оболочек слитка по его длине, по крайней мере, в пределах кристаллизатора, дорна и верхней части зоны вторичного охлаждения, подчиняется закону квадратного корня. В зоне регулируемого теплоотвода, наблюдается некоторое увеличение скорости нарастания оболочки. Оболочка, формирующаяся на дорне, в начальный период затвердевания растет быстрее, чем у стенок кристаллизатора, по мере удаления от мениска скорость кристаллизации уменьшается и лишь в зоне водяного охлаждения темп нарастания оболочки вновь увеличивается [8].

В ходе исследований было установлено, что при увеличении шага вытягивания более 10 мм на поверхности заготовки образуются поперечные трещины. Попытка устранения трещин снижением скорости вытягивания заготовки за счет уменьшения частоты тока преобразователя до 8,59 Гц не способствовала устранению поверхностных дефектов, а привела к затруднениям вытягивания трубы и рывкам, что свидетельствовало о смещении области кристаллизации отливки ближе к литниковым отверстиям графитовой сборки, в результате чего мог произойти обрыв заготовки.

Положительная динамика в снижении трещинообразования была отмечена при нагреве расплава в печи до 1170 °С.

Наилучшее качество поверхности непрерывнолитых заготовок удалось достичь при температуре расплава в печи 1140-1150 °С, частоте тока преобразователя (скорости литья) 11,0-11,1 Гц и давлении воды в системе охлаждения кристаллизатора 1,9 атм. При этом стоит отметить, что число трещин было незначительным, расстояние между ними составляло 0,3-0,4 м, а размер не превышал 5-8 мм. При повышении температуры разливаемого расплава до 1170-1180 °С, трещины (видимые невооруженным глазом) исчезли.

Для исследования структуры полых непрерывнолитых заготовок и определения их механических свойств от 7 труб были отобраны экспериментальные образцы. Химический анализ отобранных образцов показал, что образцы 1-4 соответствуют меди марки М3р, а образцы 5-7 не попадают даже в марку М3 из-за высокого содержания свинца – 0,047-0,053%.

Таблица 1 – Технологические параметры непрерывного литья полой трубной заготовки

Технологические параметры	Единицы измерения	Значения
Температура расплава	°С	1150-1240
Давление воды в системе охлаждения кристаллизатора	атм.	1,5-3
Частота тока преобразователя	Гц	10,98-14,28
Шаг вытягивания	мм	7-12

Исследование поперечных макрошлифов показало, что все образцы, отобранные в процессе эксперимента, не смотря на различия в химическом составе и технологических режимах разливки, характеризуются идентичной структурой (рисунок 2). Сектор трубы с углом примерно 60 градусов, примыкающий к нижней части графитовой втулки кристаллизатора (рисунок 2, участок 1) имеет мелкозернистую структуру с размером отдельных зерен 0,5-1,5 мм, остальной сектор литой трубы отличается крупнозернистой структурой с размером отдельных зерен 1,5-5,0 мм.

1 – мелкозернистая структура;
2, 3 – крупнозернистая структура

Рисунок 2 – Макроструктура поперечного сечения опытной медной трубы, отлитой на установке непрерывного горизонтального литья

Одной из основных причин наличия крупнокристаллической структуры в верхней части заготовки является образование воздушного зазора между верхней частью отливки и графитовой втулкой кристаллизатора вследствие усадки кристаллизующейся заготовки и воздействия силы тяжести, под действием которой отливка стремится занять крайнее нижнее положение в полости графитовой втулки. Данный недостаток является характерной особенностью непрерывного горизонтального литья. Образование воздушного зазора между отливкой и графитовой втулкой в верхней части кристаллизатора приводит к тому, что резко снижается величина теплового потока от кристаллизующегося металла к воде, циркулирующей в системе охлаждения. Это приводит к значительному снижению скорости кристаллизации, и как следствие, к увеличению размеров формирующегося зерна в верхней части отливки.

В результате визуального осмотра образцов на части из них обнаружены продольные поверхностные межкристаллитные трещины (рисунок 3). Наличие дефектов на поверхности литой заготовки свидетельствует о том, что в процессе кристаллизации и последующего охлаждения отливки в ней образовывались значительные термические напряжения, превышающие прочность металла при высоких температурах (близких к температуре начала кристаллизации расплава).

Рисунок 3 – Продольные межкристаллитные трещины на поверхности экспериментальной трубной заготовки

Учитывая различия в макроструктуре нижней и верхней частей литой заготовки, проведены замеры твердости (НВ), пределов прочности ($\sigma_в$), текучести ($\sigma_т$) и относительного удлинения участков с мелкокристаллической и крупнокристаллической структурой, результаты которых иллюстрируются рисунками 4 и 5.

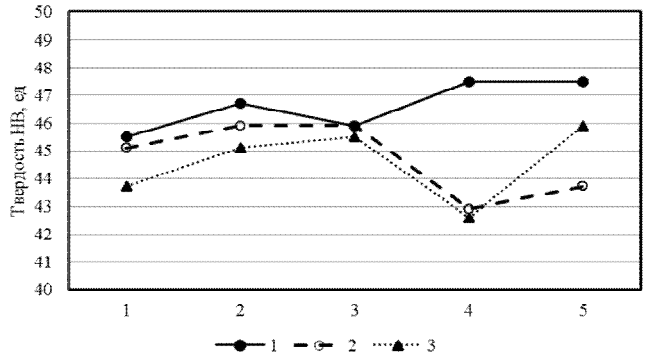
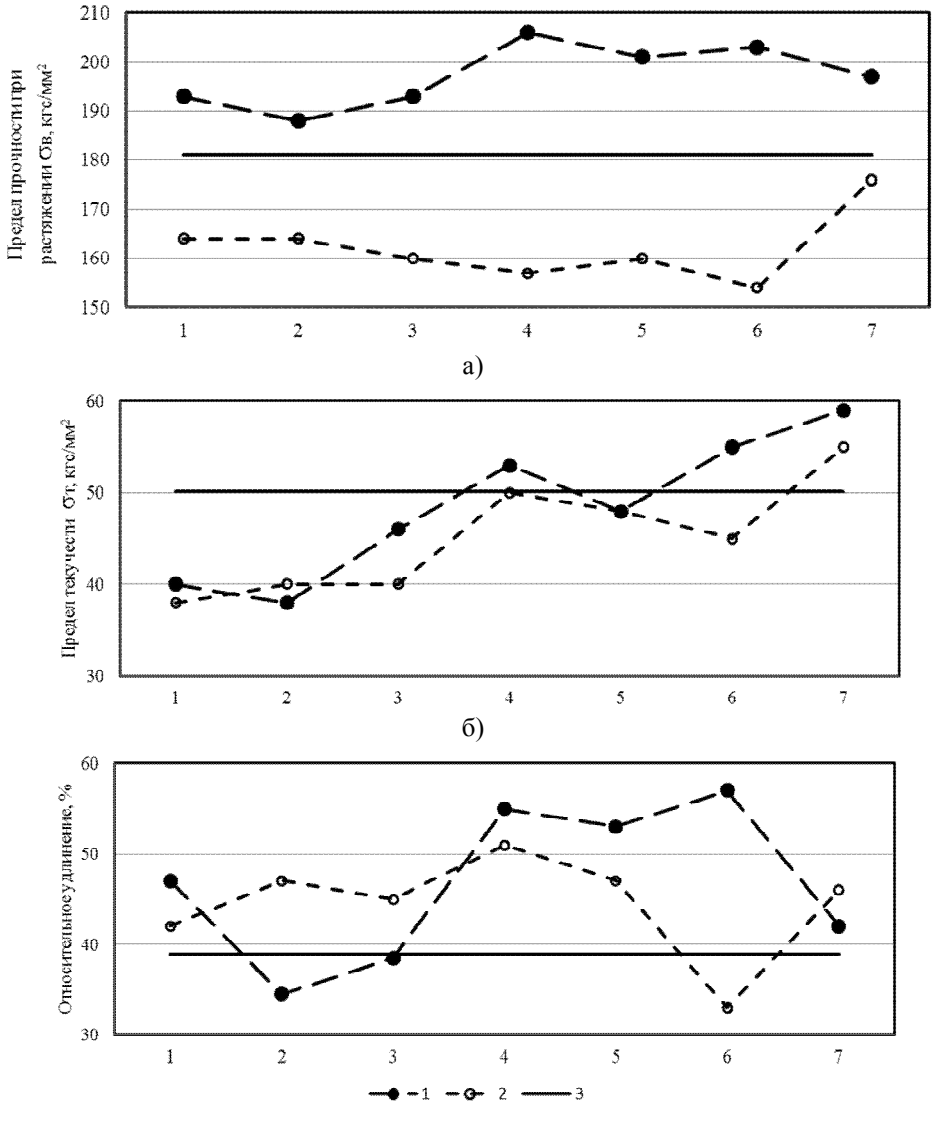


Рисунок 4 – Твердость образцов отобранных от участков заготовки с мелкокристаллической (1) и крупнокристаллической структурой (2,3)



1 – мелкокристаллическая структура; 2 – крупнокристаллическая структура; 3 – среднее значение для прессованного металла

Рисунок 5 – Пределы прочности (а), текучести (б) и относительное удлинение (в) исследованных образцов заготовки

Для исследования твердости и механических свойств литой трубной заготовки из каждого отобранного образца трубы были вырезаны по два плоских фрагмента стандартных размеров (две полоски), предназначенных для проведения испытания на разрыв. Один из этих образцов вырезался из зоны, характеризующейся крупнокристаллической структурой, второй – из зоны с мелкокристаллической структурой.

Представленные данные свидетельствуют о том, что твердость мелкозернистой структуры незначительно превышает твердость крупнозернистой (разность средних показателей составляет 2,06 единицы или 4,4 %).

Предел прочности металла по сечению медной литой заготовки изменяет свои значения в зависимости от размера макроструктуры. Так, нижняя часть отливки, характеризующаяся мелкозернистой структурой, имеет более высокий показатель $\sigma_в$, чем верхняя часть, отличающаяся крупнозернистой структурой. Разница в показателях составляет в среднем 35 кгс/мм^2 (или 17,7 %). Значения предела прочности при растяжении образцов, вырезанных из нижней части литой трубы, превосходят аналогичный показатель прессованной трубы (197,3 и 181,1 (среднее по 6 образцам) кгс/мм^2, соответственно). Значения предела прочности при растяжении образцов, вырезанных из верхней части трубы (с крупнозернистой структурой), меньше предела прочности прессованной трубы.

Результаты замеров относительного удлинения участков литой трубы, отличающихся размерами структурных составляющих, не выявили четко выраженной закономерности: относительное удлинение одного и того же образца, исследованное на участке с крупнозернистой структурой, может быть как больше, так и меньше аналогичного показателя, определенного на участке с мелкокристаллической структурой. Литая заготовка вне зависимости от величины зерна имеет большие значения относительного удлинения, чем прессованная заготовка, для которой среднее значение по 6 образцам составило 38,9 %.

Участки трубной заготовки с мелкозернистой структурой имеют более высокие значения условного предела текучести $\sigma_т$, чем участки того же образца, но имеющие крупнозернистую структуру. Трубная заготовка, отлитая с более мелким шагом вытягивания (образцы 4-7) имеет большие значения предела текучести металла, чем образцы, полученные с более крупным шагом вытягивания (образцы 1-3). Литая заготовка, полученная с шагом вытягивания 10 мм, имеет меньшие значения предела текучести, чем прессованная заготовка. Предел текучести заготовки отлитой с шагом вытягивания 7 мм имеет значения, сопоставимые со значениями предела текучести медной прессованной трубы (среднее значение по 6 образцам (62,5; 50,5; 45,0; 46,5; 48,5; 48,0) – 50,1 кгс/мм^2).

Таким образом, проведенные исследования показали принципиальную возможность получения качественных непрерывнолитых полых труб из меди огневого рафинирования и ее сплавов длиной 8 м и более. Уровень механических свойств непрерывнолитого металла близок, а в некоторых случаях даже превышает характеристики свойственные прессованной трубе. Особенно это характерно участкам трубы с мелкокристаллической структурой. Установлено благоприятное влияние фосфора в меди (на верхнем пределе) на улучшение литейных свойств (качества поверхности). Кроме того, определена оптимальная конструкция дорна — конус 1,25°, окна для затекания расплава – длинна 25 мм, ширина – 12-13 мм.

В ходе дальнейших исследований по совершенствованию технологии непрерывной разливки медной трубной заготовки под дальнейшую холодную прокатку необходимо исследовать условия теплоотвода в различных зонах кристаллизатора и его влияние на размеры зерна непрерывнолитой заготовки.

Библиографический список

1. Кац А.М. Теплофизические основы непрерывного литья слитков цветных металлов и сплавов / А.М. Кац, А.Г. Шадек // – М.: – Металлургия, – 1983. – 208 с.

2. Кац А.М. Совершенствование конструкции плоского кристаллизатора для литья меди и медных сплавов / А.М. Кац, В.В. Седов, В.Ф. Запорожец и др. // Цветные металлы. – 1987. – №4. – С.77-80.

3.Буров А.В. Литье слитков медных сплавов / А.В. Буров // – М.: – Металлургия. – 1972. – 184 с.

4.Уткин Н.И. Производство цветных металлов / Н.И. Уткин // – М.: – Интермет Инжиниринг. – 2004. – 442 с.

5. Рафинированная медь Украины: / Ю.Д. Савенков, В.И. Дубоделов, В.А. Шпаковский, В.А. Кожанов, Е.В. Штепан // – Днепропетровск: АРТ-ПРЕСС, 2008. – 176 с.

6. Швердтфегер К. Непрерывная разливка стали на горизонтальной МНЛЗ / К. Швердтфегер // – Чёрные металлы. – 1986. – №1. – С. 3-11.

7. Койано Т. Разработка и промышленное применение процесса горизонтальной непрерывной разливки на МНЛЗ компанией "Ниппон Кокан" / Т. Койано, М. Ито // Достижения в области непрерывной разливки стали. – М.: Металлургия, 1987. – С. 210-220.

8. Генкин В.Я. Непрерывнолитые круглые заготовки / В.Я. Генкин, А.Т. Есаулов, М.И. Староселецкий, М.И. Пикус, В.А. Журавлев // – М.: Металлургия, 1984. – 143 с.

Рекомендована к печати д.т.н., проф. Новохатским А. М.

Статья поступила в редакцию 01.10.13.

д.т.н. Смірнов О. М. *(ДВНЗ «ДонНТУ», м. Донецьк, Україна, stalevoz@i.ua)*,
к.т.н. Куберський С. В., к.т.н. Семірягін С. В. *(ДонДТУ, м. Алчевськ, Україна, Skuberskiy@yandex.ru)*, **к.т.н. Ухін В. Є.** *(ДВНЗ «ДонНТУ», м. Донецьк, Україна,)*

ОСОБЛИВОСТІ БЕЗПЕРЕРВНОГО ГОРИЗОНТАЛЬНОГО ЛИТТЯ ПОРОЖНИСТОЇ КРУГЛОЇ ЗАГОТОВКИ З МІДІ ТА МІДНИХ СПЛАВІВ

Показано принципову можливість отримання якісних безперервнолитих порожнистих труб з міді вогневого рафінування та її сплавів. Встановлено, що рівень механічних властивостей безперервнолитого металу близький, а в деяких випадках навіть перевищує характеристики властиві пресованій трубі. Особливо це характерно ділянкам труби з мілкокристалічною структурою. Встановлено сприятливий вплив фосфору в міді на поліпшення ливарних властивостей (якості поверхні).

Ключові слова: *мідь, сплави, безперервне розливання, порожниста заготівка, параметри, властивості, якість.*

Smirnov A. N. *(DonNTU, Donetsk, Ukraine, stalevoz@i.ua)*, **Kuberskiy S. V., Semirygin S. V.** *(DonSTU, Alchevsk, Ukraine, Skuberskiy@yandex.ru)*, **Ukhin V. E.** *(DonNTU, Donetsk, Ukraine)*

FEATURES CONTINUOUS HORIZONTAL CASTING ROUND BILLET HOLLOW OF COPPER AND COPPER ALLOYS

The possibility of obtaining high-quality continuous-hollow tubes made of copper fire refining and its alloys. Found that the mechanical properties of continuously close to the properties of a metal pipe molded. The positive influence of phosphorus on the surface quality of the copper billets.

Key words: *copper, alloys, continuous casting, hollow billet, parameters, properties, quality.*

УДК 669.162

д.т.н. Новохатский А. М.,
Блинов А. М.
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)

АНАЛИЗ ЭФФЕКТИВНОСТИ ДЕСУЛЬФУРАЦИИ ЧУГУНА ПРИ ИЗМЕНЕНИИ ФОРМЫ СЛОЯ ШЛАКА В ГОРНЕ ДОМЕННОЙ ПЕЧИ

Проанализировано поведение серы в доменной печи, а также рассмотрены проблемы ее удаления из чугуна. Проведено исследование изменения содержания химических элементов в чугуне в течении выпуска продуктов плавки через канал чугунной летки. Теоретически обоснованы процессы удаления серы из чугуна в зависимости от изменения высоты слоя и формы поверхности шлака находящегося в горне при выпуске и наборе продуктов плавки.

Ключевые слова: *доменная печь, горн, чугун, шлак, сера, десульфурация, выпуск продуктов плавки, депрессионная воронка.*

Проблема и ее связь с научными и практическими задачами.

Увеличение потребности в малосернистой стали (менее 0,005 % S) обусловливает обеспечение конвертерного производства в жидком чугуне с низким (≤0,006 %) и супернизким (≤0,001–0,002 %) содержанием серы. Опыт работы в современных конвертерных цехах показал, что требования сталеплавильщиков очень жесткие [1]. Поэтому существует необходимость улучшение эффективности процесса удаления серы в доменном производстве.

Эффективность десульфурации чугуна, в доменном процессе зависит от температурного режима, основности и количества шлака. Удаление серы происходит при протекании капель сернистого чугуна, через слой шлака. Известно, что во время выпуска продуктов плавки слой шлака по окружности горна изменяется не одинаково. По окончанию шлак образует депрессионную воронку [2].

Увеличение температуры для улучшения процесса десульфурации неизбежно приводит к повышению содержания кремния в чугуне, но сталеплавильщики выдвигают ограничения также и по его количеству в расплаве, что не позволяет использовать данный способ. Повышение основности приводит к наращиванию количества шлака образующегося в печи, что отрицательно сказывается на технико-экономических показателях плавки. Поэтому перед доменщиками возникла проблема повышения эффективности процесса десульфурации чугуна, не прибегая к традиционным методам.

Постановка задачи. Привести теоретическое обоснование способа улучшения эффективности удаления серы за счет повышения десульфурирующей способности работы горна.

Изложение материала и его результаты. В доменную печь 70-90% серы вносится коксом. В коксе сера находится в виде трех модификаций: органической, сульфидной и сульфатной, причем первые две являются основными компонентами серы кокса.

В рудных материалах сера находится в виде сульфидов железа (пирит FeS_2, пирротин $Fe_{1+x}S$) и сульфатов ($CaSO_4$, $BaSO_4$). Однако при подготовке руд к плавке происходит перестройка соединений, содержащих серу. Остаточная сера в агломерате находится в виде сульфидов железа и кальция, сульфатов кальция и бария, а в окатышах в основном в виде сульфата кальция.

В доменной печи сера распределяется между чугуном, шлаком и газами. В чугуне при 1000-1500 ^oC растворяется до 0,9% S. По мере опускания шихты в печи происходит перераспределение серы между компонентами [3].

Предполагается [4], что удаление серы из чугуна происходит при прохождении его капель через слой шлака. Основной реакцией десульфурации чугуна в доменной печи является реакция взаимодействия оксида кальция с сульфидом железа:

$$CaO + FeS \rightarrow CaS + FeO .$$

Также совместно с этой реакцией протекает реакция восстановления закиси железа. Суммарная реакция десульфурации имеет вид:

$$CaO + FeS + C \rightarrow CaS + Fe + CO .$$

Аналогичная реакция может протекать и при взаимодействии с магнезией, но ее значение в десульфурурации чугуна во много раз меньше.

На содержание серы в чугуне значительное влияние оказывает количество и форма шлака в горне. При различных высотах слоев шлака изменяется продолжительность контакта поступающих сверху капель чугуна, что приводит к смене условий его десульфурации. Поскольку размер слоя шлака связан с количеством чугуна в горне, некоторые исследователи сделали вывод, что на содержание серы в чугуне также влияет масса выпуска [5]. Переход работы доменной печи на режим отработки продуктов плавки через чугунную лётку без выдачи верхнего шлака способствовал увеличению слоя шлака в горне и снижению содержания серы в чугуне [6]. При работе с шлаковой леткой уменьшается слой шлака в горне, что приводит к ухудшению степени десульфурации чугуна.

В процессе выпуска продуктов плавки из доменной печи уровень расплава по окружности горна уменьшается не равномерно. Около чугунной летки высота слоя шлака снижается быстрее, чем с диаметрально противоположной стороны горна. По окончанию выпуска в печи около выпускного отверстия остается шлак, слой которого имеет наклонную поверхность, образуя так называемую депрессионную воронку.

В период накопления продуктов плавки за счет перетекания и наполнения депрессионная воронка постепенно выравнивается, и через 15-20 минут «зеркало» шлака приобретает относительно ровную поверхность. Далее уровень расплава увеличивается равномерно. Принцип изменения уровня продуктов плавки в горне доменной печи повторяется от выпуска к выпуску.

Как было указано выше на процесс десульфурации значительно влияет высота слоя шлака, которая различна, следовательно при отсутствии перемешивания чугуна в горне доменной печи содержание серы в различных порциях металла будет разное.

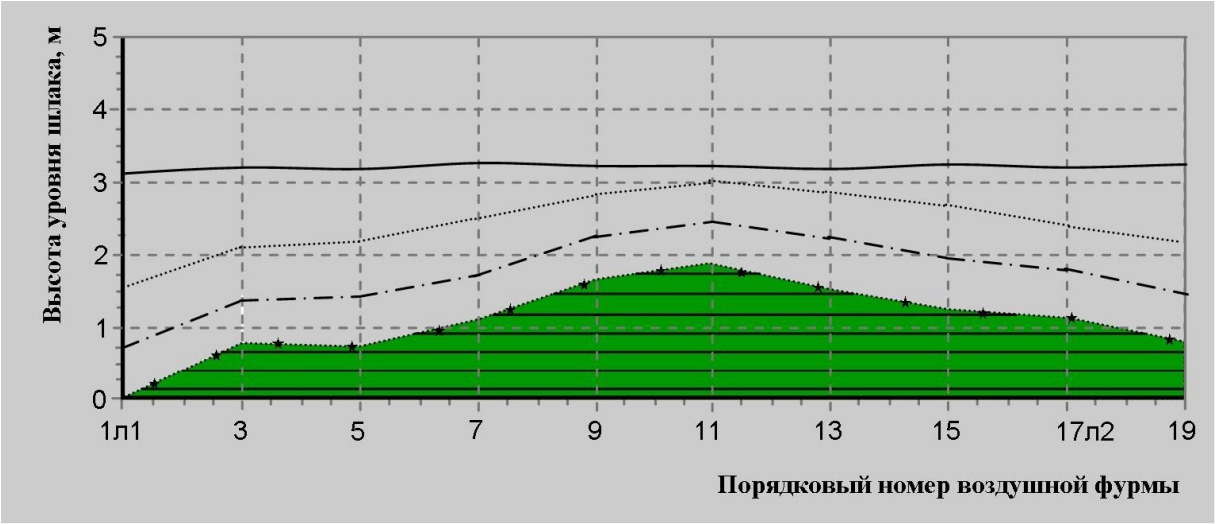
В начальный период выпуска из металлоприемника выходят наиболее сернистые порции чугуна, расположенные в периферийных и нижних участках горна доменной печи. Чугун, вытекающий из центральных и вышерасположенных участков, имеет более низкое содержание серы. Последними вытекают порции свежего сернистого чугуна, который только что попал в горн и соответственно мало взаимодействовал со шлаком.

Для подтверждения вышеизложенного были произведены исследования изменения химического состава продуктов плавки в течении выпуска, на доменной печи полезным объёмом 1386 м^3 завода ПАО "ЕМЗ". На протяжении пяти выпусков продуктов плавки, в каждом выпуске, через равные промежутки времени, были отобраны по семь проб чугуна. Химический анализ чугуна приведен в таблице 1.

Также во время третьего выпуска и последующего наполнения горна контролировался уровень шлака при помощи системы контроля состояния горна доменной печи [7]. Выпуск и наполнение условно были разделены на три периода каждый (рис. 1, 2). Анализируя полученные данные следует отметить, что содержание в чугуне C, Mn, Si, и P в период выпуска продуктов плавки через канал чугунной лётки практически не подчиняется какой-либо закономерности.

Таблица 1 – Химический анализ проб чугуна

Химический анализ проб чугуна 1-го выпуска					
№ пробы	C	Mn	Si	S	P
1	4,48	0,14	0,74	0,044	0,041
2	4,45	0,14	1,03	0,040	0,043
3	4,43	0,14	1,04	0,035	0,043
4	4,42	0,15	0,68	0,033	0,042
5	4,41	0,15	0,62	0,036	0,044
6	4,42	0,15	0,58	0,035	0,042
7	4,43	0,15	0,61	0,042	0,042
Химический анализ проб чугуна 2-го выпуска					
№ пробы	C	Mn	Si	S	P
1	4,5	0,16	1,08	0,046	0,044
2	4,49	0,17	1,02	0,038	0,045
3	4,48	0,16	1,07	0,027	0,050
4	4,46	0,16	0,99	0,026	0,046
5	4,45	0,15	0,92	0,024	0,046
6	4,44	0,16	0,92	0,028	0,045
7	4,43	0,17	0,93	0,040	0,045
Химический анализ проб чугуна 3-го выпуска					
№ пробы	C	Mn	Si	S	P
1	4,54	0,15	1,3	0,022	0,044
2	4,52	0,16	1,38	0,030	0,047
3	4,51	0,16	1,23	0,017	0,047
4	4,51	0,16	1,18	0,014	0,047
5	4,50	0,16	1,06	0,016	0,046
6	4,51	0,16	1,09	0,018	0,045
7	4,51	0,15	1,08	0,022	0,045
Химический анализ проб чугуна 4-го выпуска					
№ пробы	C	Mn	Si	S	P
1	4,7	0,14	0,89	0,026	0,04
2	4,7	0,15	0,86	0,022	0,038
3	4,69	0,16	0,94	0,018	0,04
4	4,69	0,16	0,91	0,016	0,043
5	4,68	0,17	0,90	0,016	0,043
6	4,66	0,16	0,91	0,016	0,046
7	4,65	0,17	0,87	0,022	0,045
Химический анализ проб чугуна 5-го выпуска					
1	4,52	0,17	1,04	0,034	0,044
2	4,50	0,17	1,04	0,030	0,045
3	4,47	0,16	1,03	0,027	0,045
4	4,47	0,16	1,02	0,025	0,045
5	4,45	0,16	1,00	0,029	0,043
6	4,42	0,15	0,94	0,026	0,042
7	4,43	0,15	0,94	0,023	0,042



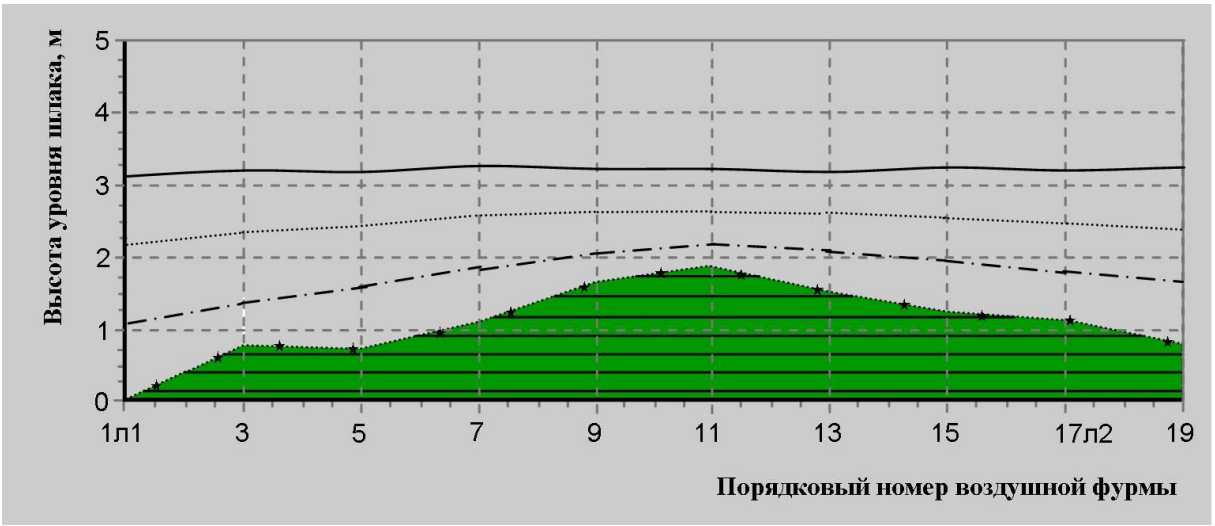
Уровень шлака в начале выпуска

Уровень шлака в конце первого периода выпуска (14 минута выпуска)

Уровень шлака в конце второго периода выпуска (28 минута выпуска)

Уровень шлака в конце выпуска (42 минута выпуска)

Рисунок 1 – Изменение уровня шлака во время выпуска продуктов плавки



Уровень шлака в конце выпуска (начало наполнения горна)

Уровень шлака в конце первого периода наполнения горна (41 минута наполнения)

Уровень шлака в конце второго периода наполнения горна (82 минута наполнения)

Уровень шлака перед выпуском (120 минута наполнения)

Рисунок 2 – Изменение уровня шлака во время наполнения горна

Особый интерес представляет изменение содержания серы в чугуне в течение выпуска, которое имеет строгую закономерность (рис. 3). В начале выпуска наблюдаются порции чугуна с высоким содержанием серы. По мере выпуска ее количество уменьшается практически в два раза, и к концу выпуска повышается на первоначальный уровень.

Неравномерность состава продуктов плавки по диаметру и высоте горна формируется во время накопления жидких продуктов плавки. Усреднение химического состава шлака и чугуна в печи не происходит, поскольку в слое расплавов практически отсутствует перемешивание.

На основании полученных данных по изменению содержания серы в чугуне и уровня шлака в течении выпуска, авторы предполагают что после окончанию выдачи продуктов плавки, из-за образования депрессионной воронки в районе чугунной лётки шлак отсутствует и сера совместно с каплями чугуна скапливается в металлоприемнике. Поэтому к окончанию выпуска и в начале следующего выпуска выходят слои чугуна с высоким содержанием серы.

Таким образом определено, что на процесс десульфурации влияет не только количество шлака, но и его уровень по площади горна доменной печи. Улучшить процесс удаления серы из чугуна без повышения основности и температуры, возможно управлением высоты слоя шлака в горне, а именно не допуская образования депрессионной воронки.

Выводы и направление дальнейших исследований.

1. Рассмотрена эффективность десульфурации чугуна в зависимости от основности и температуры шлака. Также указано влияние высоты слоя шлака на процесс удаления серы, однако при этом на текущий момент не учитывается изменение величины уровня шлака при выпуске продуктов плавки.

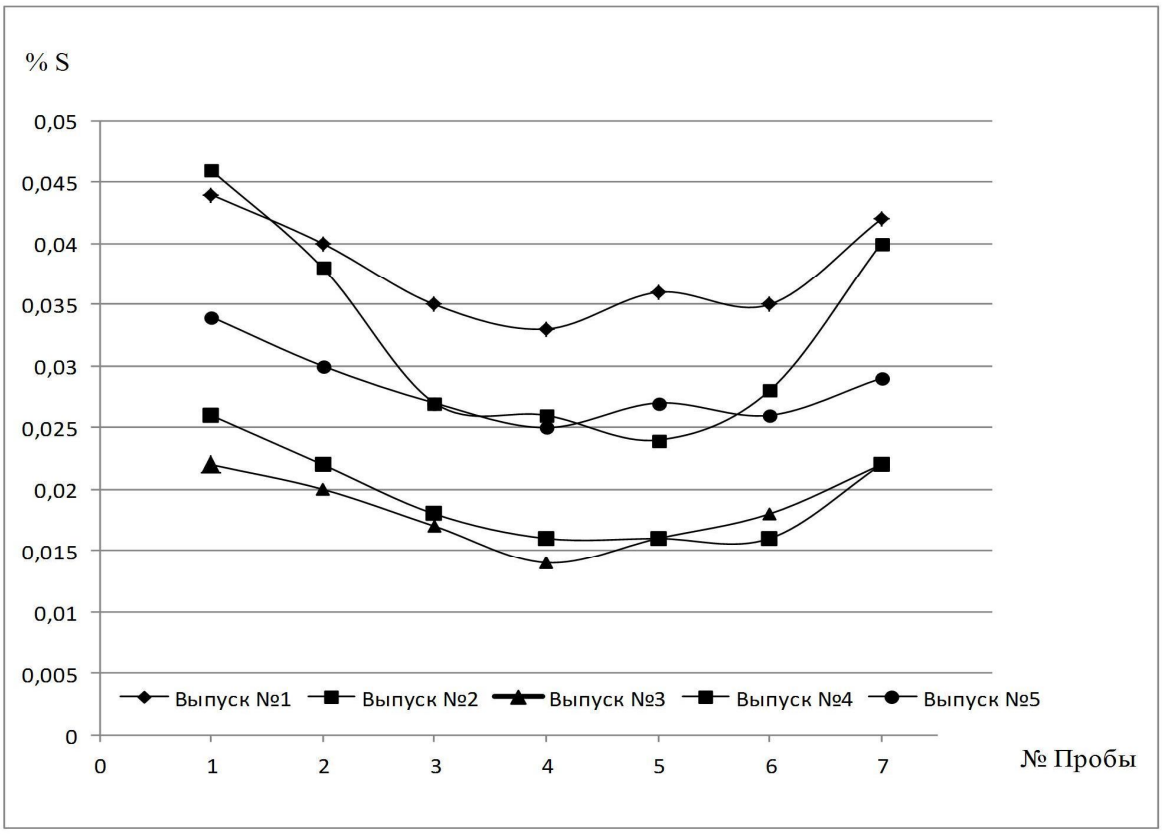


Рисунок 3 – Изменение содержания серы в чугуне во время выпуска

2. Проанализировано изменение содержания серы в чугуне на протяжении выпуска продуктов плавки. Для этого в течении пяти выпусков из доменной печи, через равные промежутки времени, были отобраны по семь проб чугуна. На основании химических анализов этих проб было установлено, что в начале выпуска появляются порции чугуна с высоким содержанием серы, а по мере его течения содержание серы уменьшается практически в два раза, а к концу выдачи продуктов плавки повышается на первоначальный уровень. Авторами было выдвинуто предположение, что это явление связано с образованием депрессионной воронки в слое шлака во время выпуска.

3. В дальнейших исследованиях ставится задача обосновать и получить дальнейшее развитие теории удаления серы из чугуна, а также предусмотреть разработку нового режима выпуска продуктов плавки способствующего повышению десульфурирующей способности работы горна.

Библиографический список

1. Большаков В.И. Технология особо глубокой десульфурации чугуна / В.И. Большаков, А.Ф. Шевченко // Металлургическая и горнорудная промышленность. – 2009. – №6. - С 9–12.

2. Дименьтьев А.О. Определение местоположения и размеров тотермана в горне доменной печи / А.О. Дименьтьев, В.Н. Дорофеев, А.М. Новохатский // Сборник научных трудов Донбасского государственного технического университета. – Вып. 39. – 2013. – С. 111–115.

3. Металлургия чугуна: учебник для вузов / [Е.Ф. Вегман, Б.Н. Жеребин, А.Н. Похвиснев и др.]. – М.: «Академкнига», 2004. – 775 с.

4. Воловик Г.А. Сера в доменной шихте и борьба с ней при выплавке чугуна : автореф. дис. на соискание науч. степени докт. техн. наук / Г.А. Воловик. – Днепропетровск, 1966. – 50 с.

5. Исследование движения чугуна и шлака в горне доменной печи / Н.Н. Баборыкин, А.А. Зборовский, А.И. Потапов [и др.] // Сталь. – 1960. – № 1. – С. 19–25.

6. Гаврилюк Л.Я. Снижение содержания серы в чугуне путём увеличения числа выпусков / Л.Я. Гаврилюк, В.Н. Прохоров // Сталь. – 1964. – № 8. – С. 678–680.

7. Новохатский А.М. Система контроля состояния горна доменной печи / А.М. Новохатский, Г.Д. Михайлюк // Черные металлы. – 2012. – №8. – С. 13–17.

Рекомендована к печати д.т.н., проф. Петрушовым С. Н.

Статья поступила в редакцию 04.11.13

д.т.н. Новохатський О. М., Блинов О. М. *(ДонДТУ, м. Алчевськ, Україна)*

АНАЛІЗ ЕФЕКТИВНОСТІ ДЕСУЛЬФУРАЦІЇ ЧАВУНУ ПРИ ЗМІНІ ФОРМИ ШАРУ ШЛАКУ В ГОРНІ ДОМЕННОЇ ПЕЧІ

Проаналізована поведінка сірки в доменній печі, а також розглянуті проблеми її видалення з чавуну. Проведено дослідження зміни змісту хімічних елементів в чавуні в течії випуску продуктів плавки через канал чавунної льотки. Теоретично обґрунтовані процеси видалення сірки з чавуну залежно від зміни висоти шару і форми поверхні шлаку того, що знаходиться в горні при випуску і наборі продуктів плавки.

Ключові слова: *доменна піч, горн, чавун, шлак, сірка, десульфурація, випуск продуктів плавки, депресивна воронка.*

Novohatskiy A. M., Blinov A. M. (*DonSTU, Alchevsk, Ukraine*)

ANALYSIS OF EFFICIENCY OF DESULPHURIZING OF CAST-IRON AT CHANGE OF FORM OF LAYER OF SLAG IN HORN OF HIGH FURNACE

Behavior of sulphur is analysed in a high furnace, and also the problems of her moving away are considered from cast-iron. A study of change of maintenance of chemical elements is undertaken in cast-iron in the flow of producing of foods of melting through the channel of iron notch. In theory the processes of moving away of sulphur are reasonable from cast-iron depending on the change of height of layer and form of surface of being slag in a furnace at producing and set of foods of melting.

Key words: *high furnace, furnace, cast-iron, slag, sulphur, desulphurizing, producing of foods of melting, depressed crater.*

УДК 669.147:669.35

к.т.н. Куберский С. В.
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина,
Skuberskiy@yandex.ru)

ПОЛУНЕПРЕРЫВНАЯ РАЗЛИВКА КАК ЭЛЕМЕНТ ВЫСОКОЭФФЕКТИВНОЙ ТЕХНОЛОГИИ ДЛЯ МЕТАЛЛУРГИЧЕСКИХ МИКРО-ЗАВОДОВ

Показаны основные преимущества металлургических предприятий с небольшими объемами производства. Дан анализ эффективности использования способа полуненрерывной разливки в условиях металлургических микро-заводов. Предложены новые технологические решения по организации внепечной обработки металла, а также усовершенствованию конструкции кристаллизаторов для непрерывного и полунепрерывного литья.

Ключевые слова: *металлургический микро-завод, внепечная обработка, разливка, промковш, кристаллизатор, стойкость, качество.*

В условиях нестабильности экономики обусловленной периодически возникающими кризисными явлениями в мировой кредитно-финансовой системе становится затруднительно прогнозировать долгосрочную потребность в тех или иных позициях металлопродукции. С большей уверенностью можно предполагать, что металл все-таки будет востребован любой экономикой. Поэтому, появляется потребность в производстве небольших партий металла и необходимости гибко реагировать на запросы изменчивого рынка, в кратчайшие сроки, перестраиваясь на ту или иную металлопродукцию, работая «под заказ» с мелкими потребителями. Решив вопрос «гибкости» производства и получив возможность работы «под заказ» с мелкими потребителями (которых всегда большинство) можно быть вполне конкурентоспособным с оптовыми поставщиками металлопродукции от крупных комбинатов вынужденных нести дополнительные затраты на складское хранение металла.

Задачу гибкости производства эффективно способны решать только металлургические мини-заводы [1]. В основе технологического цикла такого завода может находиться дуговая сталеплавильная печь емкостью плавильного пространства (ванны) от 0,5 т. Следовательно, теоретически для такого завода рентабельна переработка в металлопродукцию даже 0,5 тонны металлолома. Гибкости такого производства вряд ли можно достичь на существующих металлургических комбинатах, если конечно они также не введут в свою инфраструктуру мини-заводы.

Приемлемые сроки возврата инвестиций достигаются здесь при минимальной годовой производительности 200-300 тыс. т. При этом одним из основных требований в данном случае является максимально возможное использование при строительстве завода существующих производственных площадей, энергетических объектов, транспортной структуры, вспомогательных производств, что позволит в существенной степени сократить инвестиции в строительство комплекса.

Следует отметить, что снижение годового выпуска до уровня 100-120 тыс. т и ниже с экономической точки зрения достаточно проблематично, даже при размещении оборудования в уже имеющихся корпусах. Это обстоятельство связано со стоимостью основного технологического оборудования. Уменьшение стоимости металлургических агрегатов, главным образом прокатных станов, происходит непропорционально по отношению к уменьшению их производительности. Однако интерес к производству металлургической продукции с малым годовым выпуском имеется и неуклонно возрастает. Возможными заказчиками являются, в основном, машиностроительные предприятия, желающие

перерабатывать лом чёрных металлов и отходы производства для собственных нужд, а также предприниматели, занимающиеся сбором и реализацией металлолома. Речь может идти о производствах с производительностью 100 тыс. т/год и менее, а в некоторых случаях даже на уровне 10-30 тыс. т.

Основной концепцией решения подобных задач должно быть сокращение удельных капитальных затрат при уменьшении масштабов производства, благодаря применению нестандартных технических решений как в части основного технологического оборудования, так и в организации технологических процессов.

При организации микро-заводов не должна ставиться задача обязательного выпуска проката, если только не планируется потребление выпускаемой продукции непосредственно в районе её производства и при полном отсутствии производителей проката в регионе. Выбор вида и сортамента конечной продукции, марок сталей должен строго обосновываться экономическими расчётами и оценками возможных изменений на рынке металлургической продукции.

Металлургические микро-модули с производительностью 10-100 тыс. т в год могут решать следующие задачи:

– переработка лома чёрных металлов непосредственно в районе его накопления в паспортную шихтовую болванку (ПШБ) или товарную непрерывнолитую заготовку. Здесь решается, главным образом, задача использования металлолома, накапливающегося в отдалённых районах страны, вывоз которого в непереработанном виде экономически невыгоден;

– при решении локальных задач по выпуску непрерывнолитой и прокатной продукции для нужд действующих в регионе крупных машиностроительных и металлургических предприятий;

– при перепрофилировании машиностроительных предприятий, в том числе имеющих в своём составе литейные цеха;

– на действующих металлургических предприятиях при необходимости организации производства небольших партий мелкосортного проката в короткие сроки.

На наш взгляд, вторая задача из приведённых выше является наиболее предпочтительной, поскольку диапазон видов конечной продукции в данном случае достаточно широк. Кроме выпуска мелкосортного проката, здесь можно рассматривать также производства расходуемых электродов печей электрошлакового и вакуумно-дугового переплава, мелющих тел (шаров и стержней), периодических и винтовых профилей (заготовок ступенчатых валов и полуосей, винтов и червяков), заготовок деталей (зубчатых колёс редукторов и звёздочек цепных передач, валов и осей). Особенностью таких производств должен быть выпуск продукции из высококачественных и легированных марок сталей и сплавов.

Анализ современного состояния рынка качественной легированной стали показывает, что в силу крайне ограниченного количества производителей таких марок стали и большой единичной мощности плавильных агрегатов, установившиеся в Украине цены на заготовку приближаются или уже превышают мировые. Это объясняется тем фактом, что приобретение небольших партий заготовки (например, 2-3 т в месяц) может осуществляться исключительно через торговые компании, которые предлагают цены, существенно превышающие цены производителя. Учитывая наличный парк плавильных агрегатов на металлургических заводах Украины, следует считать, что эта ситуация будет только усугубляться. Поэтому необходимость создания непосредственно на машиностроительном предприятии технологических систем, в которых предусмотрена возможность получения исходной литой заготовки заданного химического состава, массы и сечения с минимальными затратами достаточно очевидна.

В связи с этим крайне актуальной представляется задача создания металлургических микро-заводов или сталелитейных

комплексов малой мощности внутри крупных машиностроительных предприятий, специфика работы которых заключается в периодичности технологического процесса производства малых партий заготовок для последующей механической обработки. Металлургический формат такого комплекса должен включать дуговую сталеплавильную или индукционную печь для выплавки стали (в том числе и для переплава стальных отходов, образующихся внутри предприятия с целью использования дефицитных легирующих элементов) с массой плавки 0,5-10 т (в зависимости от производственной программы предприятия) и установку для ее разливки непосредственно на заготовку, требуемого сечения. При этом одним из основных условий работы установки для разливки стали является обеспечение высокого выхода годного, что в черной металлургии достигается за счет применения машин непрерывной разливки стали (МНЛЗ).

Между тем, мелкосерийное производство (менее 100 тыс. т/год) со сталеплавильными агрегатами малой вместимости, находится вне области применения непрерывной разливки в силу большой высоты и металлоёмкости распространённых в настоящее время в металлургии сортовых радиальных и криволинейных МНЛЗ.

Поэтому для таких условий необходима более гибкая схема машинной разливки, не требующая значительных капитальных и эксплуатационных затрат, которую можно использовать там, где производственный процесс по необходимости периодичен и носит мелкосерийный характер, где имеется потребность в заготовках крупных сечений, а вместимость печей ограничена.

Наиболее эффективным решением для цехов малой мощности представляется концепция полунепрерывной разливки стали, обеспечивающая разливку, как правило, одной плавки. Технология и оборудование для полунепрерывной разливки стали обеспечивают улучшение качества заготовки за счет уменьшения ликвационных дефектов и повышение выхода годного в среднем на 8-12% в сравнении с разливкой в слитки.

Дополнительным преимуществом МПНЛЗ является возможность ее расположения непосредственно в сталелитейном цехе конкретного завода, что позволяет перерабатывать легированные отходы, накапливающиеся в результате обработки заготовок резанием.

Весьма широкое распространение метод полунепрерывной разливки получил в цветной металлургии. При литье слитков тяжелых цветных металлов и сплавов наибольшее распространение получили вертикальные МПНЛЗ с опускающимся с постоянной скоростью столом, имеющим винтовой привод. Полученные слитки предназначены для последующей обработки давлением с целью выпуска деформированных полуфабрикатов.

Технология полунепрерывного литья качественной стали также предполагает ее разливку на агрегатах вертикального типа (рис.1).

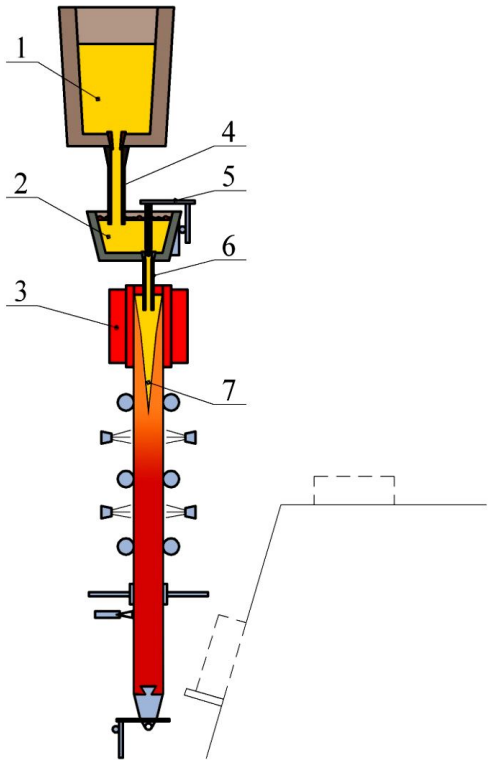


Рисунок 1 – Схема разливки на вертикальной МПНЛЗ

Металл из сталеразливочного ковша 1 через защитную трубу 4 и промковш 2 подается в медный водоохлаждаемый кристаллизатор 3 или приемную воронку, оснащенные погружным стаканом 6. Дозирование стали осуществляется с помощью стопора и стопорного механизма 5. Кристаллизатор 3 посредством специального механизма совершает возвратно-поступательные движения с определенной частотой и амплитудой. Заготовку 7 вытягивают из кристаллизатора в зону вторичного охлаждения с помощью затравки посредством тянущей клети. Ход затравки определяет длину заготовки, и при данном размере ее сечения, количество ручьев и массу плавки, которую можно разлить на машине. Разливка заканчивается с прекращением движения затравки. В этом положении заготовка охлаждается до нормальной температуры.

Скорость вытяжки заготовки зависит от сечения заготовки, химического состава разливаемых сталей, а также технологических условий конкретного производства и находится в пределах 0,1-0,5 м/мин, а длительность разливки ковшей небольшой емкости составляет 15-30 мин.

Технологический процесс полунепрерывного литья слитков включает подготовительные операции, непосредственно разливку металла, охлаждение слитка до полного затвердевания и выдачу его из МПНЛЗ.

Завершение процесса разливки на МПНЛЗ происходит путем перекрытия подачи металла из промковша в кристаллизатор и остановки движения заготовки. В этом положении полученный слиток завершает свое охлаждение. При этом в верхней части слитка формируется усадочная раковина, размеры которой оказываются достаточно большими. В результате до 10% от всего металла слитка идет в отходы.

Применение традиционных методов уменьшения глубины усадочной раковины, которые предполагают обогрев или теплоизоляцию не только зеркала металла, но и боковой поверхности головной части слитка, при полунепрерывном литье сопряжено со значительными технологическими трудностями. В частности, дефицитом времени для установки в кристаллизатор теплоизолирующих надставок, экзотермических втулок и т.п. в конце разливки.

С целью сокращения протяженности усадочной раковины рекомендуется после окончания процесса разливки быстро выводить слиток из кристаллизатора в зону интенсивного вторичного охлаждения. При этом объем уже затвердевшего металла под действием системы охлаждения сокращается, что компенсирует усадку жидкой сердцевины.

Одним из эффективных способов уменьшения глубины усадочной раковины является понижение скорости вытягивания слитка в конце процесса разливки, что в сущности является усовершенствованием метода доливки металла. Однако этот способ имеет определенные ограничения в связи с возможным ухудшением качества поверхности слитка при его медленном вытягивании из кристаллизатора обусловленным образованием грубых корок на мениске и их заворотом в тело слитка.

После охлаждения слиток извлекается из МПНЛЗ, и она подготавливается к следующей разливке.

Таким образом, технология разливки стали на МПНЛЗ включает в себя как элементы технологии непрерывной разливки, так и элементы разливки в изложницы. Соответственно процесс полунепрерывного литья предопределяет своеобразные условия формирования слитка: если при непрерывном литье затвердевание заготовки по сечению заканчивается непосредственно в процессе разливки, то при полунепрерывном литье полное затвердевание заготовки заканчивается спустя некоторое время после ее окончания. Следовательно, формирование наружных слоев заготовки происходит аналогично процессу непрерывного литья, а сердцевина затвердевает как в слитке, отлитом в изложницу. Такой характер затвердевания по сравнению с процессом формирования слитков в изложнице

повышает физическую и химическую однородность металла, но по сравнению с непрерывным литьем вызывает развитие ликвационных явлений и усадочной раковины.

При полунепрерывном литье длина и сечение заготовки обусловлены конструктивными особенностями машины, в частности высотными габаритами цеха и ходом механизма вытягивания слитка, который выбирается по соображениям упрощения и удешевления эксплуатации машины в данных условиях производства. Это предопределяет периодичность процесса полунепрерывной отливки заготовки, в чем и заключается коренное отличие способа полунепрерывного литья от непрерывного, разделяющее эти два процесса по области применения.

Поскольку МПНЛЗ в условиях микрозаводов предполагает проведение процесса разливки одиночными плавками массой 0,5-10 т, то крайне важным элементом организации технологии является обеспечение высокого показателя выхода годной заготовки. Основными статьями, приводящими к потерям металла при разливке являются следующие:

– остаток металла в сталеразливочном ковше;

– остаток металла в промковше после завершения разливки;

– обрезь по головной части слитка (у затравки), составляющая 250-300 мм;

– обрезь по хвостовой части заготовки, связанная с проникновением усадочной раковины;

– обрезь заготовки, связанная с немерной длиной заготовки.

Принимая во внимание тот факт, что МПНЛЗ наиболее целесообразно использовать при разливке небольших порций низколегированных и легированных качественных марок сталей, технологический процесс получения стали должен предусматривать операции рафинирования и легирования стали. При этом основная часть операций может быть выполнена непосредственно в плавильном агрегате. Однако возможным развитием технологии является перенос части операций в ковш или промковш.

Для МПНЛЗ используемых в условиях металлургических микро-заводов особая роль отводится двум основным ее конструктивным элементам: промежуточному ковшу и кристаллизатору.

Кроме основных функций характерных промковшам используемым на установках для непрерывной разливки промежуточный ковш МПНЛЗ должен предусматривать возможность:

– приема всего объема металла из сталеразливочного ковша или непосредственно из плавильного агрегата;

– накопления жидкого металла из нескольких плавильных агрегатов для обеспечения отливки заготовок, масса которых превышает их единичную мощность;

– внепечной обработки металла с целью его раскисления, легирования и рафинирования от вредных примесей и неметаллических включений.

– поддержания необходимого перегрева металла, гомогенизации его по температуре и химическому составу, управляемой подачи в кристаллизатор.

Для внепечной обработки металла в промежуточном ковше МПНЛЗ могут использоваться как традиционные способы аргонной продувки, так и относительно новые технологии дугового глубинного восстановления и электромагнитного рафинирования металла [2-4].

Метод дугового глубинного восстановления элементов способен одновременно решать две основные задачи внепечной обработки – раскисление-легирование (рафинирование) и нагрев.

Привлекательность способа заключается в возможности использования для обработки металла вторичных материалов, а также отходов металлургического производства взамен дорогостоящих, энерго- и ресурсоемких ферросплавов. К тому же параллельно решаются важные экологические и природоохранные проблемы. Данная технология показывает свою достаточно высокую эффективность именно при

обработке небольших порций металла и была реализована для ковшей 0,16 т и 1,0 т, а также при обработке в индукционной печи емкостью 0,06 т [4].

Использование дуговой глубинной обработки расплавов на микро-заводах является также привлекательным с точки зрения наличия необходимых источников электроэнергии (печных трансформаторов), устройств для введения дуговых блоков в металл (электрододержатели), а также вспомогательных участков и отделений для их изготовления характерных машиностроительным и литейным цехам (участки по механообработке, дроблению, рассеву, смешиванию, формовке, сушке и т.д.).

Определенный интерес для внепечной обработки микро-объемов металла в промковше представляет также разработанная авторами работы [5] установка позволяющая погружать в металлические расплавы с большей плотностью менее плотные материалы имеющие большую электропроводность, а также осуществлять эффективное раскисление, легирование и рафинирование металла путем создания соответствующей гравитационной и гидродинамической обстановки. Одним из достоинств способа является возможность приложения электромагнитного воздействия лишь к небольшому объему металла находящемуся в активной части установки, а за счет организуемой вынужденной циркуляции обрабатывается весь металл за сравнительно небольшой промежуток времени, что способствует значительной экономии средств при проектировании, изготовлении и эксплуатации установки.

Особенностью разливки стали на МПНЛЗ является необходимость строгого дозирования истечения металла из промежуточного ковша в кристаллизатор, что обеспечивает постоянную скорость вытяжки заготовки и, следовательно, оптимальные условия охлаждения заготовки. Традиционно используемая в машинах непрерывной разливки стали схема дозирования стали с помощью системы «стакан-дозатор» – «стопор-моноблок» для МПНЛЗ представляется достаточно дорогостоящей в силу необходимости использования высокостойких огнеупоров, с одной стороны, и из-за обязательного наличия остатка металла (примерно 200-300 мм по высоте промковша) при остановке МПНЛЗ. Кроме того, истечение металла из промковша при наличии стакана-дозатора и стопора-моноблока происходит с весьма высокой скоростью в силу достаточно большого ферростатического давления металла в промковше. Это приводит к бурлению металла в кристаллизаторе и ухудшает качество поверхности заготовки. Для предотвращения этого явления на практике используют разливку с погружным стаканом, который заглубляется в жидкую ванну кристаллизатора.

Наиболее предпочтительным для МПНЛЗ может быть использование электромагнитных (магнитодинамических) систем дозирования металла. Дозирование металла за счет электромагнитных сил позволяет организовать выдачу стали в кристаллизатор с заданным массовым расходом без высоких скоростей движения струи, формирующих турбулентные потоки в кристаллизаторе.

Наличие системы подогрева металла в промковше позволяет поддерживать остаток металла в жидком состоянии достаточно долгое время и затем смешивать его с металлом следующей плавки.

Кристаллизатор представляет собой один из наиболее важных узлов, определяющих рациональную работу МПНЛЗ и оптимальное качество непрерывнолитой заготовки. Кристаллизатор выполняет функцию приема жидкого металла, попадающего в него из промковша, а также перевода части жидкой стали в твердое состояние посредством отвода тепла с охлаждающей водой. При этом в кристаллизаторе происходит формообразование заготовки.

Длина кристаллизатора для МПНЛЗ небольшой производительности составляет 0,4-0,6 м.

Конструкция кристаллизатора играет важную роль, как с точки зрения его эксплуатационных возможностей, так и относительно качества отливаемых заготовок.

Исследования эксплуатационных параметров кристаллизаторов МНЛЗ (МПНЛЗ) и качества формируемых в них заготовок позволили установить, что важное значение для повышения эффективности процесса имеют интенсивность теплоотвода в верхней их части, а также профиль внутренней поверхности.

Высокая интенсивность теплоотвода в районе мениска металла в кристаллизаторе приводит к кристаллизации на нем корочки негативно влияющей на качество поверхности отливаемых заготовок.

Для решения данной проблемы предложен кристаллизатор, имеющий в верхней части керамическую теплоизоляционную вставку с вмонтированным в нее электрообогреваемым элементом, снабженным пирометрическим датчиком. На рисунке 2 показан разрез участка верхней части предложенного кристаллизатора.

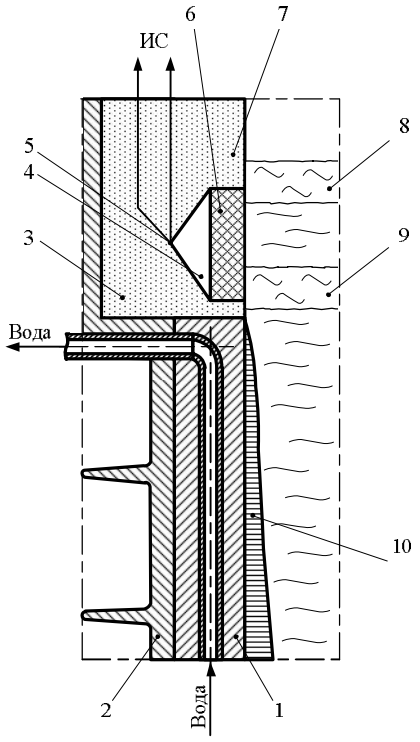


Рисунок 2 – Схема кристаллизатора с обогреваемой керамической вставкой

Он содержит медные охлаждаемые стенки рабочего пространства 1, металлоконструкции сборки 2, керамическую теплоизоляционную вставку 3, в которую вмонтирован электрообогреваемый элемент 4, снабженный пирометрическим датчиком 5. Фрагмент 6 вставки выполнен из особо стойкого огнеупорного материала. Остальное пространство 7 делается из шамота и служит тепловой изоляцией элементов 4, 6 и металлоконструкции кристаллизатора.

Для предотвращения кристаллизации мениска электрообогреваемый элемент 4 нагревают до температуры металла и в таком состоянии поддерживают на протяжении всего времени разливки. Тепловой поток от разливаемого металла на фрагмент 6 и тепловой поток от нагревателя 4 на тот же фрагмент 6 направлены навстречу друг другу и равны по величине. Поэтому тепловой поток от металла равен нулю, $q=\alpha\Delta t=0$, потому что $\Delta t=0$ при любом значении α. Твердая пленка на металле, находящемся в кристаллизаторе в пространстве между уровнем 8 (нижнее положение кристаллизатора при его качании) и уровнем 9 (верхнее положение кристаллизатора) образоваться не может вследствие $\Delta t=0$, $q=0$. На медную стенку 1 поступает металл одной и той же температуры. Кристаллизация корочки 10 начинается непосредственно на медной стенке 1. Таким образом, создаются условия для получения заготовки с гладкой поверхностью и без дефектов в поверхностном и подповерхностном слое.

Для устранения дефектов на широких гранях слитка, а также повышения эксплуатационной стойкости кристаллизатора медные плиты широких граней были выполнены с вогнутостью верхней поверхности рабочей части на участке 0,7-0,8 высоты кристаллизатора от верхнего его торца, вогнутости имеют конфигурацию сегмента круглого конуса, образованную сечением конуса плоскостью, параллельной оси конуса, длина хорды сегмента основания равна широкой стенке кристаллизатора, угол образующей конуса с осью конуса составляет 0,65-0,85 %, а высота сегмента

основания вогнутости на уровне средины верхнего торца 1,5-2,5 мм и уменьшается книзу кристаллизатора. В нижнем сечении кристаллизатора внутренняя его полость имеет прямоугольное сечение.

Придание специальной изменяющейся по высоте геометрической формы поперечного сечения рабочей полости кристаллизатора обеспечивает максимально плотное прилегание поверхности заготовки к его внутренним стенкам.

На рисунке 3 показан разрез кристаллизатора по сечению Б-Б (а) и его вид сверху (б).

Кристаллизатор содержит медные водоохлаждаемые стенки рабочего пространства 1 с защитным хромовым покрытием, металлический корпус 2, каналы водяного охлаждения в медных стенках 3 с выходом воды из контура первичного охлаждения непосредственно на поверхность слитка. На поверхности широких граней выполнены вогнутости 4.

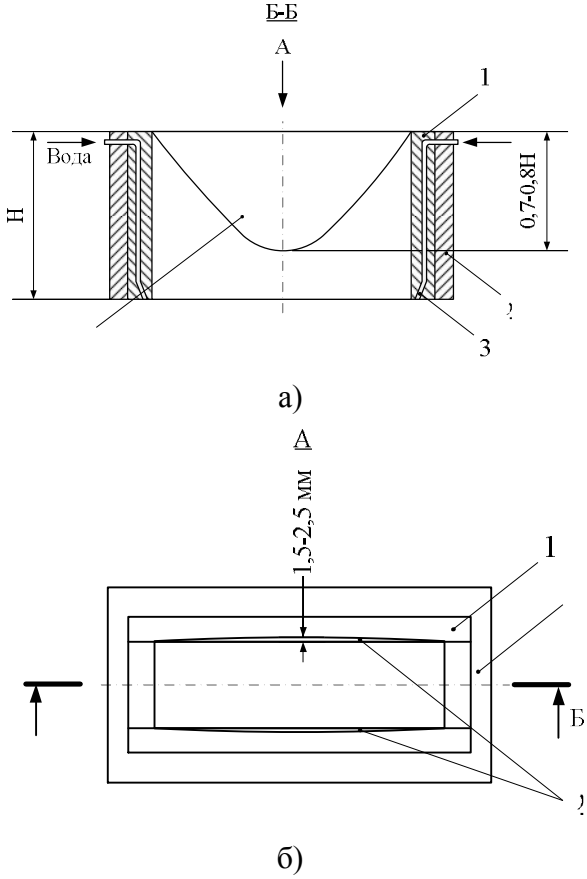


Рисунок 3 – Схема кристаллизатора с вогнутыми стенками

При отливке слитка в верхней части кристаллизатора вследствие теплового расширения поверхности рабочих плит широких граней происходит их выпучивание в сторону слитка, и вогнутость в верхней части стенки кристаллизатора частично выравнивается. При этом на слитке в месте не полностью заполненной вогнутости корочка слитка имеет небольшую выпуклость, соответствующую оставшейся части вогнутости. При дальнейшем движении слитка вниз он попадает в зону кристаллизатора с ровными стенками, и выпуклости широких граней, образовавшиеся в верхней части, выравниваются. Слиток получается без «лощин» на широкой грани и трещин.

Для всех слитков, разлитых через такие кристаллизаторы отмечена высокая размерная точность слитков и их прямоугольная форма. В ходе выполненных экспериментов количество слитков с вогнутыми широкими гранями значительно уменьшилось. Кроме того, такая конструкция кристаллизатора позволила увеличить межреставрационный период его эксплуатации практически в 2,5-3 раза.

Таким образом, можно утверждать, что МПНЛЗ является достаточно эффективным конструктивным элементом для технологии производства металлопродукции в условиях металлургических микрозаводов.

В настоящее время использование полунепрерывной разливки стали имеет крайне ограниченный характер, но с увеличением объемов производства продукции машиностроения и увеличением количества микро-заводов значительно возрастет потребность в технологиях и оборудовании для полунепрерывного литья.

Основными конструктивными элементами МПНЛЗ, которым необходимо уделять особое внимание, в ходе дальнейших исследований, являются промковш и кристаллизатор. Для установок полунепрерывной разливки стали актуальными являются вопросы создания многофункциональных промежуточных ковшей позво-

ляющих реализовать часть технологических операций по раскислению, рафинированию и легирования, а также нагреву стали и ее рациональному дозированию. С точки зрения конструкции кристаллизаторов наиболее важными являются исследования по созданию кристаллизаторов с регулированным по их высоте теплоотводом, а также разработка многоконусных кристаллизаторов и подбор эффективных покрытий их медной рабочей поверхности.

Библиографический список

1. Смирнов А.Н. Металлургические мини-заводы / А.Н. Смирнов, В.М. Сафонов, Л.В. Дорохова, А.Ю. Цупрун // Донецк: Норд-Пресс, 2005. – 469 с.

2. Куберский С.В. Электродуговое извлечение полезных примесей металлургических отходов и вторичных материалов в железоуглеродистые / С.В. Куберский // Металлургическая и горнорудная промышленность. – №7. – 2010. – С.168–169.

3. Смирнов А.Н. Многофункциональный промежуточный ковш для разливочных агрегатов металлургических микро-заводов / А.Н. Смирнов, С.В. Куберский, С.Б. Эссельбах // – Сбор. науч. трудов ДонГТУ. – Алчевск, 2012. – №38. – С. 97-105.

4. Семирягин С.В. Технологические особенности десульфурации чугуна магнием, восстановленным в глубине металлического расплава / С.В. Семирягин, В.Н. Дорофеев, С.В. Куберский, С.Б. Эссельбах // «Экология и безопасность жизнедеятельности – 2004»: – Матер. междунар. науч. конф. – Алчевск ВУО МАНЕБ, ДГМИ, 2004. – С. 17-25.

5. Эссельбах С.Б. Использование электромагнитных воздействий для получения лигатур, рафинирования чугуна и улучшения экологических условий процессов / С.Б. Эссельбах, В.С. Эссельбах, С.В. Куберский // Вестник МАНЭБ. – т.11. – №4. – 2006. – С. 104-107.

Рекомендована к печати д.т.н., проф. Новохатским А. М.

Статья поступила в редакцию 01.10.13.

к.т.н. Куберський С. В. *(ДонДТУ, м. Алчевськ, Україна, Skuberskiy@yandex.ru)*

НАПІВБЕЗПЕРЕРВНЕ РОЗЛИВАННЯ ЯК ЕЛЕМЕНТ ВИСОКОЕФЕКТИВНОЇ ТЕХНОЛОГІЇ ДЛЯ МЕТАЛУРГІЙНИХ МІКРО-ЗАВОДІВ

Показані основні переваги металургійних підприємств з невеликими обсягами виробництва. Проведено аналіз ефективності використання способу напівбезперервного розливання в умовах металургійних мікро-заводів. Запропоновані нові технологічні рішення з організації позапічної обробки металу, а також удосконаленню конструкції кристалізаторів для безперервного і напівбезперервного лиття.

Ключові слова: *металургійний мікро-завод, позапічна обробка, розливання, промківш, кристалізатор, стійкість, якість.*

Kuberskiy S. V. *(DonSTU, Alchevsk, Ukraine, Skuberskiy@yandex.ru)*

SEMICONTINUOUS CASTING FOR THE METALLURGICAL MICRO-PLANT

Advantages of metallurgical micro-plant are shown. The analysis of efficiency of SEMICONTINUOUS casting is conducted in the conditions of metallurgical micro-plant. New technological solutions offer on organization of out-of-furnace treatment of metal, and also improvement of construction of mold for the continuous and semicontinuous casting.

Key words: *metallurgical* micro-plant*, out-of-furnace treatment, casting, tandish, mold, firmness, quality.*

УДК 621.512:65.011.46.002.235+669

к.т.н. Рутковский Ю. А.,
к.т.н. Рутковский А. Ю.
(ДонГТУ, г.Алчевск, Украина)

ЭКСЕРГИЯ ПОТОКА ПРИ НАЛИЧИИ РЕЗОНАНСНЫХ КОЛЕБАНИЙ ДАВЛЕНИЯ ГАЗА ВО ВСАСЫВАЮЩЕЙ СИСТЕМЕ ПОРШНЕВОГО КОМПРЕССОРА

Приведены результаты исследования влияния резонансных явлений во всасывающей системе на работоспособность потока газа, нагнетаемого в пневматическую сеть при резонансной интенсификации поршневого компрессора. Эксергетический анализ влияния волновых явлений на процесс получения сжатого воздуха с использованием энтропийной TS диаграммы дал возможность теоретически и практически оценить положительные качества рассматриваемого способа интенсификации производительности компрессора и объективно получить критерии оценки экономичности его использования как для действующих машин, так и на стадии проектирования.

Ключевые слова: *поршневой компрессор, воздух, всасывание, всасывающая система, колебания давления, резонанс, эксергия, работоспособность, удельная работа, внутренний К.П.Д.*

Проблема и связь ее с научными и практическими задачами.

Оценка экономичной работы компрессоров в настоящее время производится по значению так называемых изотермического, политропного и адиабатического К.П.Д.. Величина этих К.П.Д. определяется как отношение работы для соответствующего показателя процесса к индикаторной работе, затрачиваемой компрессором на сжатие газом в цилиндре в том же количестве.

С физической точки зрения названные выше К.П.Д. не являются коэффициентами полезного действия в общепринятом смысле этого понятия, так как работа, определенная по формуле, не является полезной работой компрессора.

Условности показателей эффективности энергопревращений в пневматической установке при использовании энергетических методов обусловила необходимость введения критериев, однозначно и строго характеризующих степень совершенства элементов и ПУ в целом.

Одним из таких критериев, позволяющих оценить полезную работу компрессора, является эксергия (работоспособность) потока газа на выходе из компрессора [1, 2, 3, 4]. Эксергия определяет превратимость (пригодность) энергии для использования и характеризует не только ее количественную сторону, но и качественную. Под величиной работоспособности потока газа понимают ту наибольшую работу, которую может совершить поток с учетом параметров окружающей среды и которая совершается по своему усмотрению при условии, что в процессе производства работы поток газа будет приводится в равновесное состояние с окружающей средой по обратимым процессам и при этом к нему не будет подводиться (или отводиться от него) энергия, которая может быть использована для получения механической работы [4]. Для определения работоспособности первоначально используется процесс расширения до момента достижения термически равновесного состояния с окружающей средой, а затем изотермический процесс до момента достижения полного равновесного состояния с этой средой. Понятие о работоспособности потока газа позволяет определить действительное значение К.П.Д. компрессора, оценит величину, потери энергии потока в

различных элементах компрессора и составить энергетическую диаграмму его работы.

В работах [3-4] приведен эксергетический анализ идеального компрессора при условии постоянного давления во всасывающем патрубке компрессора. В действительности при резонансных условиях во всасывающей системе возникают интенсивные колебания давления газа, обусловленные периодическими процессами всасывания. Распространяясь в полость цилиндра, эти колебания при резонансе по второй гармонике (m=2) существенно влияют на наполнение цилиндра газом и позволяют повысить производительность компрессора на 15-20% [5-7]. Это способ повышения эффективности компрессора назовем резонансной интенсификацией производительности машины.

Постановка задачи. В связи с вышеизложенным, возникает необходимость эксергетической оценки этого способа интенсификации компрессорных машин, у которых характерным является наличие периодических процессов всасывания, сжатия и нагнетания газа. Главной **целью** исследования является определение удельной работы и внутреннего К.П.Д. действительного компрессора, с учетом резонансных явлений во всасывающей системе.

Изложение материала и его результаты. Предметом исследования является одноступенчатый поршневой компрессор с цилиндром двухстороннего действия со всасывающей системой, изображенной на рис.1.

На рис.2 показаны резонансные кривые колебаний давления воздуха во всасывающем патрубке компрессора ВП-50/8 с прямоточными клапанами, полученные экспериментальным путем.

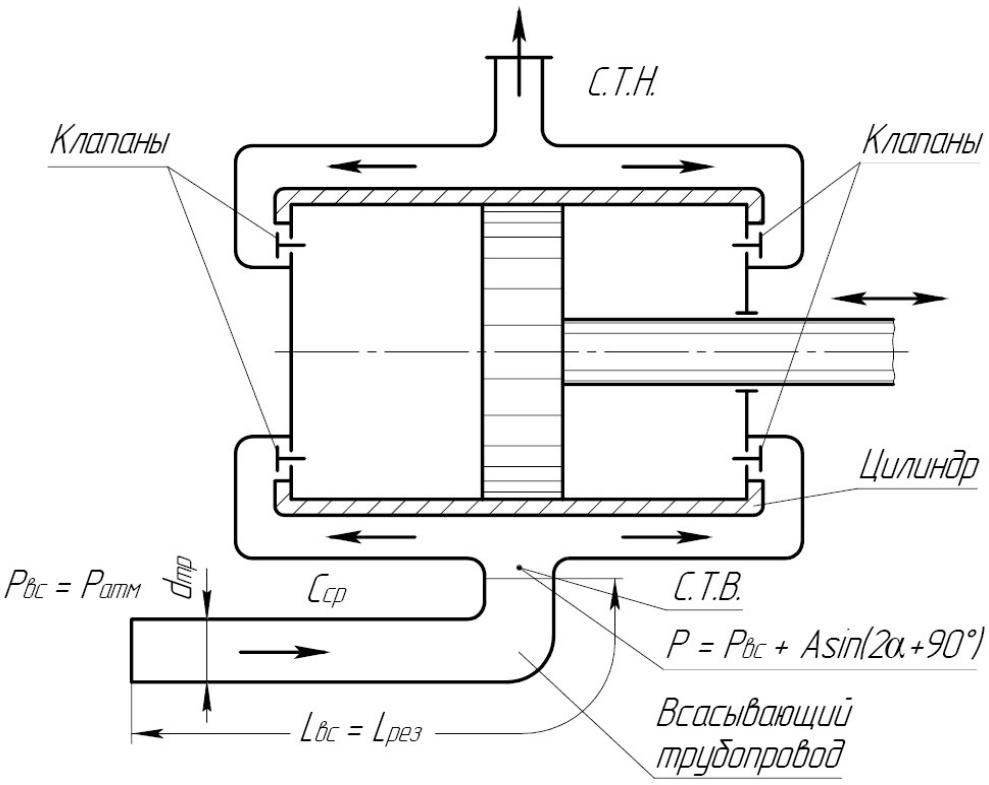


Рисунок 1 – Всасывающая система поршневого компрессора

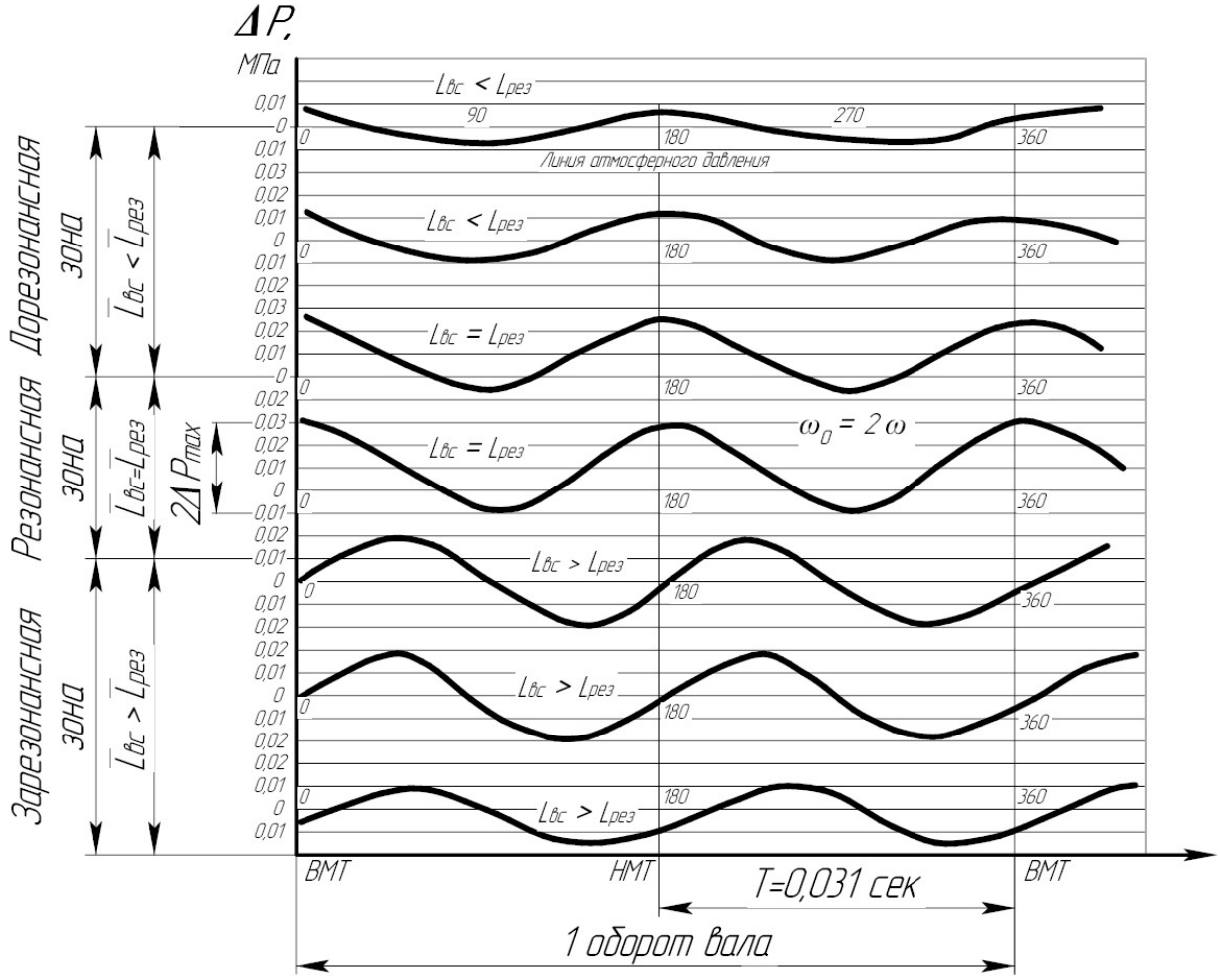


Рисунок 2 – Сопоставление циклограмм колебания давления во всасывающем трубопроводе компрессора ВП-50/8 при переходе всасывающей системы через резонанс

Как видно, они носят строго синусоидальный характер и описываются уравнениями

а) при резонансной длине всасывающего трубопровода $L_{вс}= L_{рез}$

$$P = P_a + A\,\sin\left(2\varphi + 90^\circ\right); \qquad (1)$$

б) для резонансной зоны в связи со сдвигом фазы на 90º

$$P = P_a + A\,\sin 2\varphi, \qquad (2)$$

где P_a - номинальное давление во всасывающем патрубке, Н/м^2;

φ – угол поворота коленчатого вала, град.

Следует отметить, что большинство газовых и воздушных поршневых компрессоров средней и большой производительности имеют цилиндр двухстороннего действия. Поэтому задачей исследования для таких машин является теоретическое и экспериментальное определение работоспособности потока газа, нагнетаемого компрессором в сеть и оценка затрат энергии на компремирование газа с учетом резонансных колебаний давления газа во всасывающей системе. Такой подход к оценке рабочего цикла дает возможность объективно оценить преимущества и недостатки интенсификации работы компрессора с помощью использования резонансных колебаний давления.

Для оценки влияния резонансных колебаний во всасывающей системе (m=2) на рабочие процессы в цилиндре введем по-

казатель, определяющий степень сжатия газа во всасывающем трубопроводе:

$$\varepsilon_{mp} = \frac{P_1}{P_a} = \frac{P_a + A}{P_a} = 1 + \frac{A}{P_a}, \qquad (3)$$

где P_1 - абсолютное максимальное давление газа в трубопроводе при волновом процессе, Н/м^2;

P_a - абсолютное давление всасывания в С.Т.В. (стандартная точка всасывания), равное атмосферному давлению, Н/м^2.

Для рассматриваемой математической модели идеального компрессора сделаем некоторые допущения, которые, сохраняя правильность качественных зависимостей, упрощают аналитическое изображение процесса. В первом приближении можно считать, что вредное пространство отсутствует, всасывающие клапаны открываются и закрываются в момент прихода поршня в мертвые точки.

Пренебрегая сопротивлением клапана и учитывая, что размеры цилиндра малы по сравнению с длинами волн, допускаем, что давление в цилиндре в каждый момент времени равно давлению в конце трубопровода. Движение газа в трубе считаем одномерным. Изменение давления и температуры газа в волне колебательного процесса подчиняются адиабатическому закону [8].

При распространении колебания давления газа в цилиндр, как видно из рис.2, в конце всасывания имеет место как повышение давления, которое по величине выше атмосферного P_a, так и повышение температуры за счет сжатия газа в акустической волне. Это повышение можно определить формулой:

$$T_1 = T_a \cdot \varepsilon_{mp}^{\frac{k-1}{k}}, \qquad (4)$$

где T_a - средняя интегральная температура газа во всасывающем трубопроводе, К°,

k - показатель адиабаты.

Дополнительно газ при всасывании нагревается за счет теплообмена с горячими стенками цилиндра и за счет дросселирования через проходные сечения всасывающих клапанов, в которых работа по преодолению гидравлического сопротивления их переходит в тепло с передачей его всасываемому газу. В идеальном компрессоре влияние этих факторов на наполнение цилиндра газом не учитывается.

Величина максимальной работы для единицы массы газа, т.е. удельная работоспособность потока газа, исходя из вышесказанного, может быть определена для случая, когда колебания давления газа, теплообмен и дроссельные потери отсутствуют, по формуле:

$$l_{pn} = C_p\left(T_2 - T_a\right) + T_a\left(S_a - S_2\right), \qquad (5)$$

где T_a и S_2 - температура и удельная энтропия сжатого газа;

T_a и S_a – температура и удельная энтропия воздуха в окружающей среде (атмосфере);

C_p – массовая теплоемкость газа при постоянном давлении.

Так как в координатах *TS* (рис.3) величина $C_p\left(T_2 - T_a\right)$ эквивалентна площади *4-2-9-14*, а величина $T_a\left(S_a - S_2\right)$ эквивалентна площади *8-9-a-7-8*, которая в свою очередь равна площади *14-9-a-6-14*, то удельная работоспособность потока газа будет эквивалентна площади *4-2-9-a-6-4*, т.е. в координатах *TS* удельная работоспособность потока газа изображается как площадь, заключенная между изобарой начального состояния сжатого газа *4-2*, адиабатой *2-9*, по которой газ приводится в термически равновесное состояние с окружающей средой, изотермой *9-a*, по которой газ приводится в полное равновесное состояние с окружающей средой, изобарой *a-6*, соответствующей давлению окружающей среды, и осью энтропии.

Работа, совершаемая поршнем идеального компрессора за один цикл может быть определена по формуле:

$$L_k = \frac{n}{n-1} P_a V_n \left[\left(\frac{P_2}{P_A} \right)^{\frac{n-1}{n}} - 1 \right] = \frac{n}{n-1} MR\,(T_2 - T_a), \quad (6)$$

где n - показатель процесса сжатия газа, который для воздуха обычно лежит в пределах $1< n <1{,}4$;

M - масса газа, засосанного компрессором и поданного в сеть за один рабочий ход поршня;

T_a и T_2 – температура газа в цилиндре в начале и конце фазы сжатия.

Удельная работа, совершаемая поршнем компрессора, исходя из формулы (6):

$$l_k = \frac{n}{n-1} R\left(T_2 - T_{\text{a}}\right), \frac{Дж}{кг}; \quad (7)$$

и в координатах TS эквивалентна площади *12-11-2-a-7-12,* равной площади *4-2-a-6-4*.

Удельная работа компрессора может быть также изображена в виде площади *4-2-a-6-4*, заключенной между изобарами P_2 и P_A, политропой процесса сжатия и осью энтропии.

Удельная работоспособность потока газа на выходе из компрессора соответствует площади *4-2-9-a-6-4* и меньше удельной работы поршня идеального компрессора на величину, эквивалентную площади *9-2-a-9*.

Как видно, в «идеальном» компрессоре не вся работа, совершаемая поршнем, идет на повышение работоспособности потока газа.

Потеря части работы, совершаемой компрессором, объясняется тем, что в процессе сжатия газ в цилиндре охлаждается и от единицы массы его отводится тепло, эквивалентное площади *8-2-a-7-8* (рис.3), причем часть этого тепла

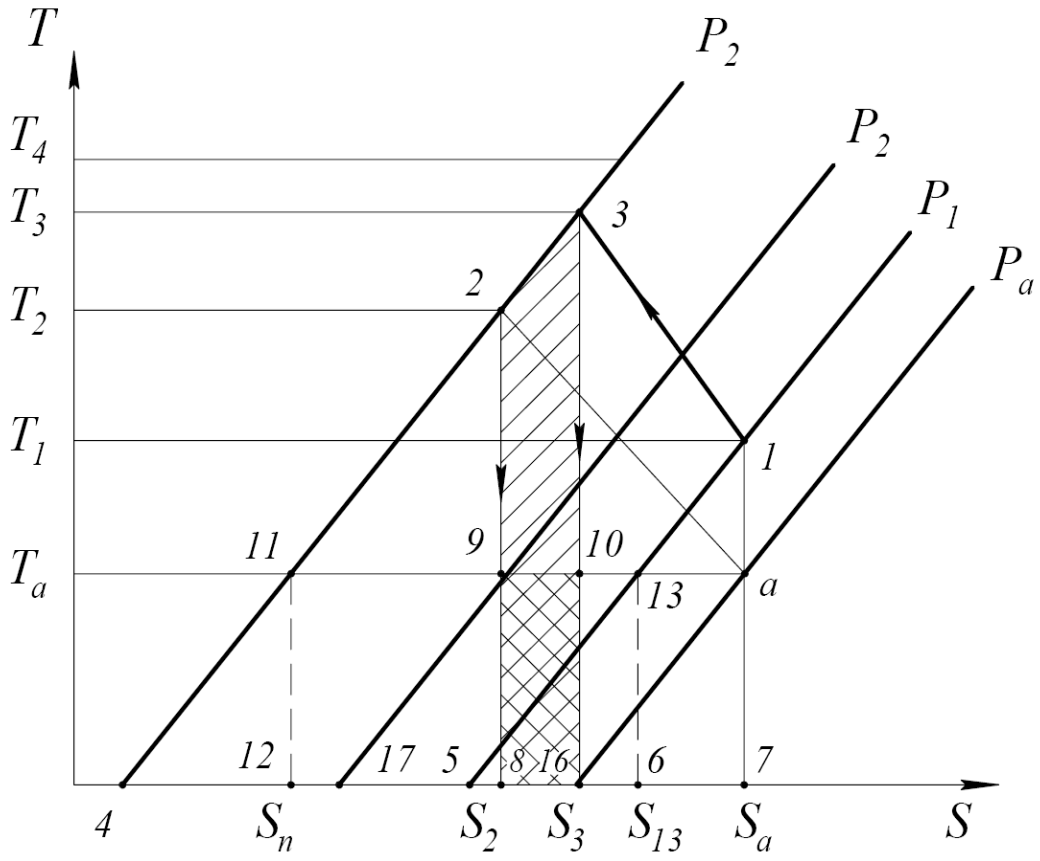


Рисунок 3 – Изображение удельной работоспособности потока газа в *TS* координатах

(площадь *8-9-a-7-8*) не может быть превращено в механическую работу, а часть эквивалентной площади *9-2-a-9* могла бы быть превращена в механическую работу в машине Карно, однако она теряется с охлаждающей водой [5].

В результате охлаждения газа потеря удельной работы составит:

$$\Delta l_1 = l_k - l_{pn} = C_v \frac{k-n}{n-1}\left(T_2 - T_a\right) - \\ - T_a\left(S_a - S_2\right). \quad (8)$$

Определим внутренний К.П.Д идеального компрессора, который можно представить как отношение удельной работоспособности потока газа на выходе из компрессора к удельной работе, затраченной поршнем на сжатие газа

$$\eta_{\text{ид}} = \frac{l_{\text{рп}}}{l_{\text{k}}} = \frac{l_{\text{k}} - \Delta l_1}{l_{\text{k}}} = 1 - \frac{\Delta l_1}{l_{\text{k}}}. \quad (9)$$

Подставляя из формул (7) и (8) значения величин в формулу (9), получим:

$$\eta_{ид} = 1 - \frac{C_v \frac{k-n}{n-1}\left(T_2 - T_a\right) - T_a\left(S_a - S_2\right)}{\frac{n}{n-1}R\left(T_2 - T_a\right)}. \quad (10)$$

Так как

$$S_{\text{a}} - S_2 = C_{\text{v}} \frac{k-n}{n-1} \ln \frac{T_{\text{a}}}{T_2}, \quad (11)$$

$$\frac{T_2}{T_{\text{a}}} = \left(\frac{P_2}{P_{\text{a}}}\right)^{\frac{n-1}{n}}, \quad (12)$$

то, подставляя эти значения в формулу (10), после преобразований получим:

$$\eta_{\text{ид}} = 1 - \frac{k-n}{n(k-1)}\left(1 - \frac{n-1}{n}\frac{\ln \frac{P_2}{P_{\text{a}}}}{\left(\frac{P_2}{P_{\text{a}}}\right)^{\frac{n-1}{n}} - 1}\right). \quad (13)$$

Анализ формулы (13) показывает, что внутренний К.П.Д «идеального» компрессора зависит от степени повышения давления газа и показателя политропы процесса сжатия. При n =1 (изотермический процесс) внутренний К.П.Д равен 0. При $n = k$ внутренний К.П.Д независимо от отношения $\frac{P_2}{P_{\text{a}}}$ равен единице. Это говорит о том, что только при адиабатном процессе вся работа, затраченная поршнем компрессора, превращается в работоспособность потока газа. При изотермическом процессе работоспособность равна нулю, так как этот процесс происходит при одинаковой температуре с температурой окружающей среды.

Выводы и направления дальнейших исследований.

Широкое применение резонансных колебаний давления газа для интенсификации поршневых компрессоров может быть достигнуто на основании углубленного изучения явлений, имеющих место в системе "всасывающий трубопровод - всасывающий клапан - цилиндр первой ступени" при периодических процессах всасывания. Представляется, что результаты дальнейшего исследования раскроют более полную картину неустановившихся процессов, возникающих в компрессоре при периодических процессах всасывания, и приведут к получению всесторонних критериев оценки действительной эффективности способа резонансной интенсификации производительности в реальных условиях эксплуатации машины. Предлагается внедрить указанный способ интенсификации на стадии проектирования поршневых воздушных компрессорных машин нового поколения для ВРУ, реализующих циклы среднего и высокого давлений [9].

Библиографический список

1. Бродянский В.М. Эксергетический метод и его приложения / В.М. Бродянский, В. Фраттер, К. Михалек. – М.: Энергоатомиздат. – 1988. – 288с.

2. Бэрг Д. Техническая термодинамика / Д. Бэрг. – М.: Мир. – 1977. - 507с.

3. Дегтярев В.И. Повышение эффективности пневматических установок горных предприятий / В.И. Дегтярев. – М.: Недра. – 1993. – 238 с.

4. Мурзин В.А. Исследование рабочего цикла поршневого компрессора с использованием понятия работоспособности потока газа / В.А. Мурзин // Горная электромеханика и автоматика. – Харьков: Изд-во ХГУ. – 1965. – Вып. 2. – С. 57-68.

5. Лавренченко Г.К. Основы теории резонансного наддува поршневых компрессоров / Г.К. Лавренченко, С.Г. Швец // Компрессорное и энергетическое машиностроение. – 2006. – №1(3).- С. 31-38.

6. Рутковский Ю.А. Работа поршневого компрессора при наличии колебаний давления воздуха во всасывающем трубопроводе / Ю.А. Рутковский // Компрессорное и энергетическое машиностроение. – 2008. – №3.- С. 85-92.

7. Рутковский Ю.А. Резонансные волновые процессы во всасывающих системах поршневых компрессоров / Ю.А. Рутковский // Технические газы. – 2010. – №2.- С. 20-29.

8. Стретт Дж.В. Теория звука / Дж.В.Стретт. – М.: Госуд. изд-во технико-теоретической лит-ры, 1955. – Том 2. – 475 с.

9. Гринь Н.П. Поршневые воздушные компрессорные машины нового поколения для ВРУ, реализующие циклы среднего и высокого давлений / Н.П. Гринь, Ю.Б. Наталуха, А.В. Смирнов // Технические газы. – 2009. – №6.- С. 26-30.

Рекомендована к печати д.т.н., проф. Новохатским А. М.

Статья поступила в редакцию 30.10.13

к.т.н. Рутковський Ю. О., к.т.н. Рутковський О. Ю. *(ДонДТУ, м. Алчевськ, Україна)*

ЕКСЕРГІЯ ПОТОКУ ПРИ НАЯВНОСТІ РЕЗОНАНСНИХ КОЛИВАНЬ ТИСКУ ГАЗА В УСМОКТУВАЛЬНІЙ СИСТЕМІ ПОРШНЕВОГО КОМПРЕСОРА

Наведено результати дослідження впливу резонансних явищ в усмоктувальній системі на працездатність потоку газу, що нагнітається в пневматичну мережу при резонансній інтенсифіікації поршневого компресора. Ексергетичний аналіз впливу хвильових явищ на процес одержання стисненого повітря з використанням ентропийної TS діаграми дав можливість теоретично й практично оцінити позитивні якості розглянутого способу інтенсифікації продуктивності компресора й об'єктивно одержати критерії оцінки економічності його використання як для діючих машин, так і на стадії проектування.

Ключові слова: *поршневий компресор, повітря, усмоктування, система, що всмоктує, коливання тиску, резонанс, ексергія, працездатність, питома робота, внутрішній К.К.Д.*

Rutkovsky U. A., Rutkovsky A. U. *(DonSTU, Alchevsk, Ukraine)*

EXERGY FLOW IN THE PRESENCE OF RESONANCE OSCILLATIONS IN THE SUCTION GAS PRESSURE SYSTEM RECIPROCATING COMPRESSORS

Results over of research of influence of the resonant phenomena are brought in the suction system on the capacity of stream of the gas forced in a pneumatic network during resonant intensification of piston compressor. Method of exergy analysis of influence of the wave phenomena on the process of receipt of the compressed air with the use of the entropy TS diagram gave an opportunity in and practically theory to estimate positive qualities of the examined method of intensification of the productivity of compressor and objectively to get the criteria of estimation of economy of his use both for operating machines and on the stage of planning.

Key words: *piston compressor, air, suction, suction system, pressure fluctuations, resonance, exergy, capacity, specific work, internal efficiency.*

УДК 669.14.018.262

к.т.н. Кузнецов Д. Ю.
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина, MChM-DonGTU@yandex.ru)

ЭВОЛЮЦИЯ ФИЗИКО-ХИМИЧЕСКИХ СВОЙСТВ И КАЧЕСТВА АВТОМОБИЛЬНОГО ЛИСТА ИЗ МАЛОКРЕМНИСТЫХ СТАЛЕЙ

Выполнен анализ тенденций развития и совершенствования современной концепции производства малокремнистых автолистовой сталей в направлении обеспечения высокой штампуемости проката и его способности к глубокой вытяжке, сверхвысокой прочности стали, а также повышения коррозионной стойкости автомобильного листа как путем освоения производства сталей с покрытиями разного класса, так и за счет оптимизации химического состава и технологии производства самих малокремнистых автолистовых сталей.

Ключевые слова: *малокремнистая сталь, автомобильный лист, глубокая вытяжка, коррозионная стойкость, качество, кремний.*

Химический состав тонколистовой стали для холодной штамповки традиционно регламентируется не только стандартами (ГОСТ в СНГ, DIN в Германии, ASTM в США, BS в Великобритании, JIS в Японии и т.д.), но и стандартами на продукцию данного назначения, согласно которым химический состав выбирается по усмотрению изготовителя или требованию потребителя. В некоторых странах (Австрия, Италия) изготовление и поставка малокремнистой автолистовой стали производится по техническим условиям [1].

Внедрение современных технологий производства сталей для автомобилестроения является необходимым условием обеспечения конкурентоспособности отечественных конструкционных сталей. Такие технологии должны разрабатываться с учетом мировых тенденций развития данного класса материалов, но при этом следует искать собственные пути решения задач, возникающих у отечественных потребителей автомобилестроительных сталей, учитывать особенности оборудования украинских металлургических предприятий.

Одно из основных направлений развития материалов для кузова и других деталей автомобиля – увеличение объема применения высокопрочных сталей с целью повышения безопасности и снижения массы автомобиля. Необходимость снижения массы диктуется постоянным ужесточением экологических требований по уменьшению вредных веществ в выхлопе автомобиля [2].

В настоящее время крупнейшие металлургические компании, производящие малокремнистую автолистовую сталь, совместно с основными украинскими производителями автомобилей работают над созданием сталей с улучшенными потребительскими свойствами.

Снижение производственных затрат и возрастающие требования топливной экономичности, безопасности и увеличения сроков эксплуатации автомобилей являются основными задачами сегодняшнего дня, решение которых лежит в плоскости повышения конструктивной прочности, износостойкости, коррозионной стойкости узлов и кузова автомобиля при уменьшении его массы.

Применение вакууматоров, позволяющих получать стали со сверхнизким содержанием углерода, в конвертерном производстве основных металлургических предприятий, производящих автолистовые стали (ОАО «НЛМК», ОАО «ММК», ОАО «Северсталь», ПАО «АМК»), открывает новые возможности для производства как высокоштампуемых сверхнизкоуглеродистых сталей, так и сталей повышенной прочности различных классов в холоднокатаном и покрытом вариантах, а также холоднокатаных сталей повышенной коррозионной стойкости [3].

Говоря о первом направлении работ, касающемся обеспечения высокой штампуемости, можно отметить, что сегодня на украинских и российских металлургических комбинатах практически освоено производство высокоштампуемого автолистового проката из стали типа IF в холоднокатаном состоянии и с цинковым покрытием [2]. Типовой химический состав выпускаемой в настоящее время стали IF, используемой для производства холоднокатаного листа и листа с покрытиями, представлен в табл. 1.

Вопрос выбора сверхвысокопрочной марки стали является наиболее важным, поскольку в этом случае на первое место выходит способность стали пластически деформироваться в процессе изготовления деталей автомобиля.

Достижение требуемых механических свойств и коррозионной стойкости сталей зависит от их прецизионно выверенного химического состава, технологии производства и технологии изготовления конкретной детали корпуса автомобиля. Структура и фазовый состав большинства марок малокремнистых автолистовых сталей оптимизируются при помощи контролируемой прокатки и термообработки.

Одним из основных ограничений химического состава малокремнистых автолистовых сталей является регламентируемое содержание кремния. Присутствие в низкоуглеродистой стали, применяемой для глубокой и особо сложной вытяжки, минимального содержания кремния (на уровне следов) является неизменным требованием технологов-прокатчиков при производстве изделий для кузовов автомобилей, поскольку кремний повышает предел текучести и предел прочности, но вместе с тем снижает относительное удлинение стали. Необходимо выделить три группы марок малокремнистых автолистовых сталей, производимых на отечественных предприятиях в заметных масштабах.

Стали, легированные фосфором (Phosphor-alloyed (P) steels). Добавки фосфора повышают прочность и стойкость низколегированных низкоуглеродистых конструкционных сталей к атмосферной коррозии.

Стали, упрочняемые сушкой лакокрасочного покрытия (Bake-hardenable (BH) steels). Преимуществом BH-сталей является то, что упрочняемость достигается в едином технологическом цикле сушки лакокрасочного покрытия. Мелкозернистая структура, обеспечиваемая легированием алюминием и др. элементами, а также пониженное содержание вредных примесей, увеличивает количество углерода на границе зерна и тем самым существенно поднимает верхний предел упрочняемости BH-сталей.

Стали без фаз внедрения (Interstitial Free (IF) steels). Высокопластичные IF-стали, структура которых стабилизирована микродобавками титана или/и ниобия, содержат сверхнизкое количество углерода (<0,005%), который совместно с азотом полностью связан в карбиды, нитриды и карбонитриды. Прочность обусловлена упрочнением твердого раствора кремнием, марганцем и фосфором.

Низкие величины отношения $\sigma_т/\sigma_в$ и высокая степень деформационного упрочнения этих сталей гарантируют высокие прочностные свойства и однородность толщины штампованных деталей. Использование IF-сталей вместо низкоуглеродистых сталей (типа 08Ю) обеспечивает (при сохранении прочности) снижение массы пропорциональное глубине вытяжки/штамповки [4].

Таблица 1 – Типовой химический состав стали типа IF

Значение	Содержание основных элементов, %						
	C	Si	Mn	S	P	Al	N
min	0,002	0,010	0,10	0,005	0,003	0,015	0,002
max	0,005	0,050	0,20	0,010	0,015	0,06	0,007

Типичный химический состав IF-стали с добавками ниобия и титана следующий: 0,002% C, 0,01% Si, 0,15% Mn, 0,01% P, 0,01% S, 0,0025% N, 0,04% Al, 0,016% Nb, 0,025% Ti. Добавочное микролегирование фосфором, марганцем и бором повышает прочностные характеристики IF-сталей. Так, сталь IF 260 содержит 0,003% C, 0,01% Si, 1,2% Mn, 0,05% P, 0,01% S, 0,0025% N, 0,04% Al, 0,0015% B, 0,05% Ti.

В начале 90-х годов прошлого века перспектива распространения на автомобильном рынке новых композиционных материалов заставила ведущих производителей стали объединить усилия по разработке новых материалов. Интеграция крупнейших мировых производителей сталей для автомобилестроения: JFE Steel Corporation (Япония), Thyssen Krupp Stahl AG (ФРГ), SAAB (Швеция), United States Steel Corporation (США) и др. – осуществляется в рамках различных инициативных программ, координируемых Комитетом по применению сталей в автомобильной промышленности (AUTO-CO) Международного института чугуна и стали (International Iron and Steel Institute, IISI) [5].

Для решения основной задачи – снижения массы автомобиля, был разработан комплекс программ, основными из которых являются «Программа создания сверхлегких, высокопрочных стальных корпусов» (ULSAB – Ultra Light Steel Auto Body) и «Программа разработки общей концепции» (ULSAB AVC – Advanced Vehicle Concepts) [2].

Консорциум USLAB AVC заметно изменил концепцию классификации малокремнистых автолистовых сталей и конкретизировал их применение для изготовления тех или иных конструкций. В обозначениях присутствуют буквенные обозначения сталей, величины минимальных значений их пределов текучести и прочности в МПа (например, DP 300/500). К классу «рядовые высокопрочные стали» (conventional HSS) теперь отнесены Mild-, IF-, IS-, BH-, CMn- (марганцовистые) и HSLA- (высокопрочные низколегированные) стали, а к классу «усовершенствованные высокопрочные стали» (Advanced High Strength (AHSS) Steels) — DP-, CP-, TRIP- и Mart-стали. Механические свойства вышеперечисленных сталей иллюстрируются диаграммой на рис. 1 [5].

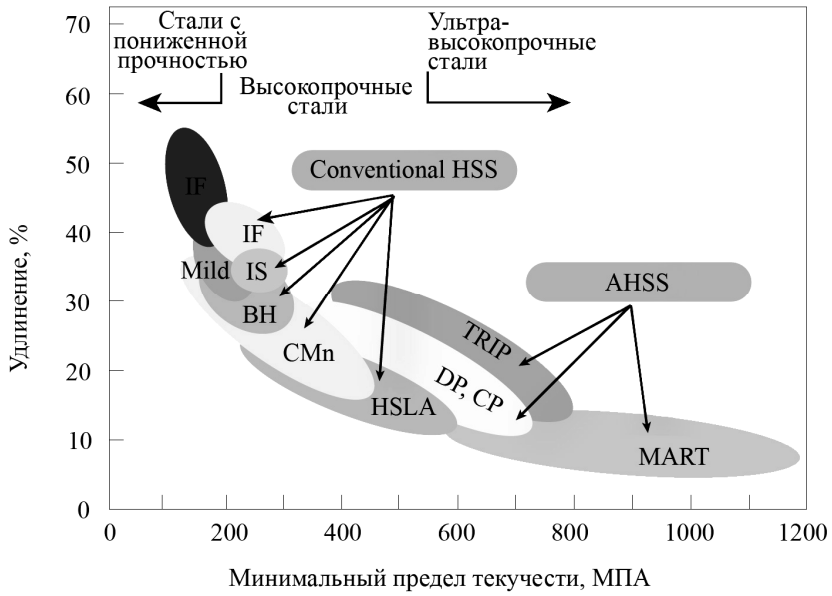


Рисунок 1 – Классификация малокремнистых автолистовых сталей USLAB AVC

IF-стали могут проявлять относительно низкую ударную вязкость после формования или глубокой вытяжки. Тем не менее, концерн JFE декларировал, что применение уникальных технологий, позволяющих сочетать повышение прочностных характеристик за счет зернограничного рафинирования с дополнительным твердодисперсным упрочнением, предопределило создание высокопрочных ($\sigma_в$ = 450 МПа) мелкозернистых (7-8 микрон) IF-сталей, в которых содержание углерода приблизительно в 2 раза выше, чем в обычных IF-сталях.

Пожалуй, одной из наиболее важных задач в автомобилестроении на сегодняшний день является повышение коррозионной стойкости автомобиля. О том, как эта задача решается путем использования малокремнистых автолистовых сталей с покрытиями (Zn, Al-Si), сказано достаточно много [1, 6, 7]. Имеет смысл остановиться на путях повышения коррозионной стойкости самих малокремнистых автолистовых сталей путем оптимизации их химического состава и технологии производства.

До недавнего времени считалось, что, во-первых, коррозионная стойкость малокремнистых автолистовых низкоуглеродистых и низколегированных сталей различается незначительно, и во-вторых, невозможно существенно повлиять на нее, изменяя химический состав стали, чистоту по неметаллическим включениям, технологические параметры производства. Поэтому единственным направлением борьбы с коррозией было принято считать нанесение защитных покрытий – использование оцинкованных сталей, повышение качества лакокрасочного покрытия и т.д.

В то же время, принимая во внимание мнение представителей автомобильных заводов, а также анализируя опыт эксплуатации различных отечественных и зарубежных автомобилей [5], можно сделать вывод о различной коррозионной стойкости самих автолистовых сталей в зависимости от марки, завода-производителя и технологических параметров производства.

Для проведения предварительных коррозионных испытаний сталей разных марок и разных заводов применяют метод переменного погружения образцов в водный раствор 3,5% NaCl, в соответствии со стандартом ASTM G 44-75. Коррозионную стойкость оценивают по приросту массы образца (привесу) на единицу площади его поверхности. По результатам таких испытаний получена зависимость скорости коррозии от суммарного содержания углерода и кремния [8]. Как показано на рис. 2, средние значения скорости потери массы в результате атмосферной коррозии для сверхнизкоуглеродистых сталей примерно в 2-3 раза ниже, чем для обычных низкоуглеродистых сталей.

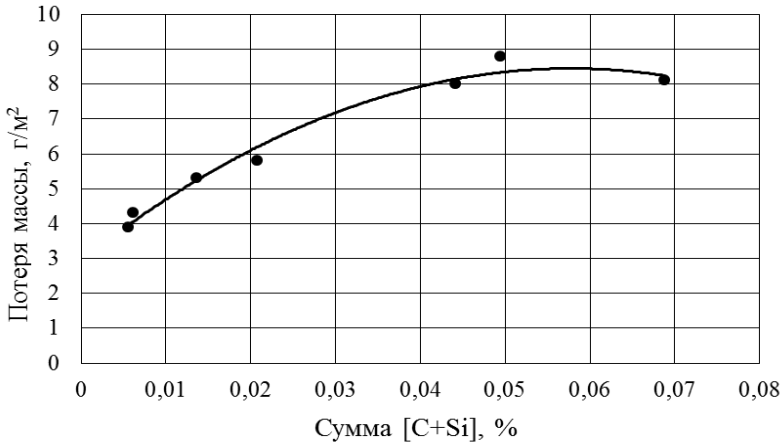


Рисунок 2 – Зависимость потери массы малокремнистой автолистовой стали от суммы содержания [C+Si]

Учитывая положительное влияние на коррозионную стойкость пониженного содержания углерода и кремния, освоение производства сталей типа IF и других сталей с низким содержанием углерода следует проводить, оценивая влияние содержания всех легирующих элементов на коррозию, и оптимизировать состав стали с точки зрения обеспечения наиболее высокой коррозионной стойкости. Именно на базе таких сталей можно обеспечить не только высокую штампуемость, но и коррозионную стойкость производимого автолиста.

Если говорить о ближайшей перспективе, то сейчас, например, активно разрабатываются высокопрочные ($\sigma_т$>600 МПа) аустенитные стали (Twinning Induced Plasticity (TWIP) steels), которые обладают очень высокими пластическими свойствами (полное удлинение более 80%). Уникальные свойства этих высокомарганцовистых сталей (содержание Mn до 30%), содержащих до 9% алюминия, обеспечиваются двойникованием кристаллической решетки. Низкая энергия дефектов упаковки (деформационных двойников) в сочетании с упрочняющим деформационным мартенситным превращением позволяют эффективно упрочнять эти стали при гидропрессовании.

Наноструктурированная сталь NANO Hiten (разработка JFE Steel) с высоким пределом текучести (780 МПа), обладая однофазной ферритной структурой, содержит в своей структуре термически стабильную упрочняющую дисперсную фазу с размером частиц из трехкомпонентных карбидов в несколько нанометров. Подобная микроструктура обеспечивает высокую величину относительного удлинения (до 25%). Это первый в мире образец промышленной стали с дисперсной фазой в несколько нанометров. Данная сталь не содержит кремния, поэтому хорошо поддается горячему оцинкованию и уже используется для изготовления шасси и рамы автомобилей [9].

Таким образом, в настоящее время на мировом и внутреннем рынках растет доля листового проката из мало- и особонизкоуглеродистых сталей со специальными свойствами, причем требования к его качеству постоянно ужесточаются.

Среди наиболее важных направлений улучшения потребительских свойств автолистовой стали можно отметить следующие:

– высокоштампуемый прокат из сверхнизкоуглеродистой стали;

– стали повышенной прочности;

– повышение коррозионной стойкости автомобильного листа путем освоения производства сталей с цинковым, железоцинковым и алюмокремниевым покрытиями разного класса прочности и назначения, а также за счет оптимизации химического состава и технологии производства самих малокремнистых автолистовых сталей.

Библиографический список

1. Гольдштейн М.И. Специальные стали / М.И. Гольдштейн, С.В. Грачев, Ю.Г. Векслер. – М.: МИСиС, 1999. – 408 с.

2. Лейрих И.В. Тенденции развития и применения листовых сталей в автомобилестроении / И.В. Лейрих, А.Н. Смирнов, К.Е. Писмарев // Наукові праці ДонНТУ. Серія: Металургія. – Донецьк: ДонНТУ, 2007. – С. 12–19.

3. Шахпазов Е.Х. Прогресс в технологии производства автолистовых сталей / Е.Х. Шахпазов, А.И. Зайцев, И.Г. Родионова // Металлург. – 2007. – №5. – С. 51–54.

4. Степанов А.А. Комплексное освоение технологии производства автолистовых IF-сталей в конвертерном производстве ОАО "Северсталь" / А.А. Степанов, С.Д. Зинченко, А.М. Ламухин // Черная металлургия: Бюл. НТИ. – 2005. – №1. – С. 39–42.

5. Титов В. Стальной прокат для автомобильной промышленности за рубежом / В. Титов // Национальная металлургия. – 2004. – № 5. – С. 84-89.

6. Поживанов М.А. Выплавка стали для автолиста / М.А. Поживанов, Е.Х. Шахпазов, А.Г. Свяжин. – М.: Интерконтакт-Наука, 2006. – 165 с.

7. Хеллер Т. Тенденции развития стальной полосы с покрытием / Т. Хеллер, Т. Эвертц, А. Пихлер // Черные металлы. – 2006. – № 12. – С.56-62.

8. Родионова И. Технологические аспекты производства сталей для автомобилестроения / И. Родионова, Г. Филиппов // Национальная металлургия. – 2004. – № 2. – С. 93-97.

9. Ma Fang. Опыт обеспечения состава автолистовых IF-сталей / Ma Fang, Song Mantang, Wan Huizhong // Металлург. – 2009. – № 3. – С. 40-42.

Рекомендована к печати д.т.н., проф. Новохатским А. М.

Статья поступила в редакцию 01.11.13.

к.т.н. Кузнецов Д. Ю. *(ДонДТУ, м. Алчевськ, Україна)*

ЕВОЛЮЦІЯ ФІЗИКО-ХІМІЧНИХ ВЛАСТИВОСТЕЙ І ЯКОСТІ АВТОМОБІЛЬНОГО ЛИСТА З МАЛОКРЕМЕНИСТИХ СТАЛЕЙ

Виконаний аналіз тенденцій розвитку і вдосконалення сучасної концепції виробництва малокремениcтих автолистових сталей у напрямі забезпечення високої штампувальності прокату і його здатності до глибокого витягу, надвисокої міцності сталі, а також підвищення корозійної стійкості автомобільного листа як шляхом освоєння виробництва сталей з покриттями різного класу, так і за рахунок оптимізації хімічного складу і технології виробництва самих малокремениcтих автолистових сталей.

Ключові слова: *малокремениста сталь, автомобільний лист, глибокий витяг, корозійна стійкість, якість, кремній.*

Kuznetsov D. Yu. *(DonSTU, Alchevsk, Ukraine)*

EVOLUTION OF PHYSICAL AND CHEMICAL PROPERTIES AND QUALITY OF AUTOMOBILE-BODY SHEET FROM LOW-SILICON STEELS

The analysis of modern conception progress and perfection of low-silicon steels for automobile-body sheet production trends is executed in the direction of providing high stamping rolled metal and his capacity for deep extraction, ultrahigh durability of steel, and also increases of automobile-body sheet inoxidizability both by mastering of steels production with coverages of different class and due to optimization of chemical composition and technology of production low-silicon steels for automobile-body sheet.

Key words: *low-silicon steel, automobile-body sheet, deep extraction, inoxidizability, quality, silicon.*

УДК 669.162

к.т.н. Карпов А. В.
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)

ИССЛЕДОВАНИЕ ИЗМЕНЕНИЯ БОКОВОЙ НАГРУЗКИ ДЕЙСТВУЮЩЕЙ НА КЛАДКУ ДОМЕННОЙ ПЕЧИ

Определена величина силы, действующая на кладку шахты, распара, заплечиков доменной печи от шихтовых материалов, при помощи физического моделирования. Выявлена закономерность изменения бокового давления шихты в зависимости от его гранулометрического состава. Произведена оценка влияния слоевой загрузки шихтовых материалов на значение их боковой нагрузки.

Ключевые слова: *доменная печь, физическое моделирование, боковое давление, активный вес, гранулометрический состав, слоевая загрузка.*

Проблема и ее связь с научными и практическими задачами. Стабильная работа доменной печи во многом зависит от характера схода шихтовых материалов, на который влияет множество факторов.

Как правило, движение материалов в доменной печи оценивается их активным весом. Он определяется разницей давления столба шихты от перепада напора газа, сил внутреннего и внешнего трений. Расчет данных значений вызывает трудности, в особенности последнего.

Существует способ контроля давления материалов по сечению печи и сил их трения о стенку за счет погружения измерительного стержня в рабочее пространство на контролируемом участке [1]. Однако большинство доменных печей не оснащено данной системой, что не позволяет получать информацию о боковом давлении.

Контроль величины бокового давления шихты на кладку доменной печи позволит эффективно обеспечивать ее высокопроизводительную работу, предотвращать расстройства и подвисания материала, а также ускорять раздувку печи после длительных остановок.

По существующим представлениям для определения значения бокового давления шихты используется формула Янсена [2]

$$Q_б = \frac{\gamma R}{2f_1}\left(1-\exp\left(-\frac{2f_1 nH}{R}\right)\right), \qquad (1)$$

где γ – соответственно насыпная масса материала, т/м^3;

R – радиус столба шихты, м;

f_1 – коэффициент трения сыпучего материала о стенки;

n – условный коэффициент бокового давления;

H – высота столба шихтовых материалов, м.

При этом коэффициент бокового давления можно определить из соотношения [2]

$$n = [1+2f^2+\sqrt{1+f^2}\cdot\left(\sqrt{f^2-f_1^2}-f\right)]^{-1},$$

где f – коэффициент внутреннего трения материалов шихты, Н/м^2.

Постановка задачи. Исследование значения боковой нагрузки шихты, действующей на кладку элементов доменной печи при изменяющемся гранулометрическом составе материалов при помощи физического моделирования.

Изложение материала и его результаты. Определение значения бокового давления производилось на физической модели доменной печи полезным объемом 3000 м^3 выполненной в масштабе 1 к 50.

Модель изготавливалась из оцинкованной стали. Для создания поверхности имитирующей кладку печи внутренняя часть модели покрывалась слоем шамотного боя связанным жидким стеклом.

Изготовленные модели шахты, распара и заплечиков крепились к опорной конст-

рукции и оснащались съемным дном, под которое помещалось взвешивающее устройство.

Эксперимент начинался предварительным взвешиванием материала. После чего он пересыпался в модель элемента доменной печи с имитацией работы засыпного устройства. Затем проводилось определение массы шихты действующей на съемное дно при помощи электронных весов.

Размер кусков агломерата, загружаемого в доменную печь приблизительно равен 10 мм, исходя из масштаба модели, крупность материала загружаемого в нее была принята менее 0,5 мм. Поэтому при первых экспериментах в качестве сырья был выбран концентрат (табл. 1).

Из таблицы 1 видно, что по мере изменения очертания профиля печи происходит изменение нагрузки приходящейся на кладку. В шахте наблюдается наибольшее значение – 16,4 %. Это поясняется большим объемом и высотой столба материалов находящихся в ней – порядка половины от общего количества.

Так как распар имеет цилиндрическую форму и не большую высоту, часть силы тяжести от шихтовых материалов приходящихся на его стены равна приблизительно 9 %.

Сужающаяся часть печи – заплечики принимают довольно высокое давление от шихтовых материалов, несмотря на малый размер. Часть нагрузки, действующая на них приблизительно равна 12,4 %.

В работе проведен анализ изменение давления, действующего на стенки печи, при меняющемся гранулометрическом составе шихтовых материалов (табл. 2).

На этом этапе исследований в качестве шихтового материала использовался агломерат, рассеянный на фракции 0-2, 2-5, 5-10 мм.

В целом определено, что при повышении крупности кусков шихтовых материалов, находящихся в доменной печи, давление, действующее на ее стены, увеличивается. Это можно объяснить повышением сил внутреннего трения и создания своеобразного каркаса, удерживающий на себе выше лежащий слой.

Из таблицы 2 видно, что наименее выраженное влияние, изменяющегося гранулометрического состава шихты на боковое давление, наблюдается на модели имитирующей шахту доменной печи. В ней увеличение нагрузки для материала 0-2 и 5-10 мм составило 1,6 %. Это поясняется особенностью конструкции данного элемента – расширение к низу позволяет минимизировать физическую нагрузку на кладку и предотвратить ее разрушение.

На кладку нижней части печи передается большая нагрузка из-за увеличения высоты столба шихты находящейся в рабочем пространстве, поэтому и изменение давления при повышении крупности материала более заметно. В распаре увеличение части нагрузки, действующей на стенки печи, составило 2,5 %.

Таблица 1 – Результаты моделирования бокового давления шихтовых материалов на стены доменной печи с использованием концентрата

Номер испытания	Вес пробы, г	Вес шихты на дно модели, г	Часть нагрузки, приходящаяся на стены, %
Модель шахты доменной печи			
1	8120,6	6776,7	16,5
2	7981,6	6676,6	16,3
Модель распара доменной печи			
1	5440,5	4949,0	9,0
2	5426,2	4930,0	9,1
Модель заплечиков доменной печи			
1	5700,5	4986,8	12,5
2	5655	4959,4	12,3

Таблица 2 – Результаты моделирования бокового давления шихтовых материалов на стены доменной печи с использованием шихты разного гранулометрического состава

Размер фракции, мм	Номер испытания	Вес пробы, г	Вес шихты на дно модели, г	Часть нагрузки, приходящаяся на стены, %
Модель шахты доменной печи				
0-2	1	8248,1	6858,5	16,8
	2	8044,9	6680,6	16,9
	3	8107,9	6743,5	16,8
	4	8237,4	6842,7	16,9
2-5	1	8236,4	6773,9	17,7
	2	8148,4	6700,5	17,7
	3	8284,8	6829,6	17,5
	4	8277,3	6822,7	17,5
5-10	1	8227,8	6710,1	18,4
	2	8137,7	6634,9	18,4
	3	8325,1	6809,9	18,2
	4	8261,9	6764,9	18,1
Модель распара доменной печи				
0-2	1	5712,2	5194,2	9,0
	2	5690,1	5173,4	9,0
	3	5689,8	5171,0	9,1
	4	5762,5	5234,7	9,1
2-5	1	5586,1	5003,1	10,4
	2	5582,2	4994,0	10,5
	3	5569,8	4989,8	10,4
	4	5572,5	4984,9	10,5
5-10	1	5465,9	4841,1	11,4
	2	5523,4	4890,8	11,4
	3	5489,5	4859,0	11,5
	4	5549,3	4912,3	11,5
Модель заплечиков доменной печи				
0-2	1	4412,2	3920,2	11,1
	2	4391,4	3889,8	11,4
	3	3112,2	2743,0	11,8
	4	3088,8	2714,4	12,1
2-5	1	5417,4	4640,5	14,3
	2	5490,1	4691,9	14,5
	3	4414,8	3769,5	14,6
	4	4404,4	3777,3	14,2
5-10	1	5734,3	4825,1	15,8
	2	5717,4	4814,8	15,8
	3	4418,7	3698,7	16,3
	4	4460,9	3735,5	16,2

Так как заплечики имеют вид, сужающийся к низу, изменение значения бокового давления при увеличении крупности шихты в них наиболее выражено. Так при повышении размера фракции до 10 мм происходит увеличение части нагрузки действующей на стенки шихты на 5,1 %.

Известно, что шихтовый материал, загружаемый в печь, имеет слоевую структуру, в которой происходит чередование топливной части, представленной коксом и железорудной части, представленной агломератом или окатышами. Поэтому были проведены исследования по определению

боковой нагрузки на стены доменной печи при загрузке слоев кокса (размер куска 2 мм) и агломерата (размер куска менее 1 мм) (табл. 3).

Как видно из таблицы 3 боковая нагрузка, действующая на стены печи, при слоевой загрузке шихты отличается от того же значения при использовании однообразной шихты.

В модели шахты давление, приходящееся на стенки, от моношихты составляло 16,4 % и в среднем 15,5 % при формировании слоев из двух материалов.

Для модели распара наблюдается снижение бокового давления при слоевой загрузке, значение нагрузки, действующей на стены, для данного способа составляло около 9 %, а двухкомпонентной шихты в среднем – 7,7 %.

В модели заплечиков давление на стены от шихты, сформированной слоями, выше аналогичного значения моношихты, и составляет 15,4 и 12,4 % соответственно.

Таким образом, видно не характерное влияние слоевой загрузки материалов на значение бокового давления относительно применения однообразной шихты. В модели шахты и распара произошло снижение нагрузки приходящейся на стенки печи при использовании двух материалов. Это можно объяснить превалирующим влиянием снижения веса столба шихты (за счет меньшего веса кокса) над суммарным увеличением гранулометрического состава материала.

В заплечиках наблюдается повышение боковой нагрузки, приходящейся на кладку печи при использовании двух компонентной шихты, что поясняется большим влиянием на это значение крупности шихты, а не ее веса.

Выводы и направление дальнейших исследований. Для проведения исследований изменения боковой нагрузки на кладку доменной печи были сконструированы физические модели шахты, распара и заплечиков доменной печи, для повышения достоверности результатов на их внутреннюю поверхность нанесен слой шамотного порошка.

Определена часть силы, действующая на кладку печи в элементах доменной печи, в заплечиках она составила 12,4 % от исходной массы, распаре – 9 %, шахте – 16,4 %.

Таблица 3 – Результаты моделирования бокового давления шихтовых материалов при слоевой загрузке

Номер испытания	Вес пробы, г	Вес шихты на дно модели, г	Часть нагрузки, приходящаяся на стены, %
Модель шахты доменной печи			
1	7577,7	6355,0	16,1
2	7536,5	6381,9	15,3
3	7561,1	6364,9	15,8
4	7485,9	6420,3	14,2
5	7573	6357,9	16,1
Модель распара доменной печи			
1	6500	6056,1	6,8
2	6500	6032,7	7,2
3	6500	5956,6	8,3
4	6500	5990,4	7,8
5	6500	5964,4	8,2
Модель заплечиков доменной печи			
1	6590,5	5663,2	14,1
2	6509,6	5459,6	16,1
3	6498,1	5468,2	15,8
4	6594,3	5570,2	15,5
5	6505,7	5491,5	15,6

Выявлена закономерность изменения бокового давления в зависимости от гранулометрического состава шихты. Увеличение крупности кусков, находящихся в печи приводит к повышению значения давления, действующего на кладку заплечиков, распара и шахты. Причем наиболее выраженное изменение происходит в заплечиках.

Также произведена оценка влияния слоевой загрузки шихтовых материалов на параметр бокового давления.

В дальнейших исследованиях планируется учитывать влияние зоны размягчения шихтовых материалов в районе заплечиков на значение величины бокового давления.

Библиографический список

1. Патент Российской Федерации №2147037 C21B5/00. Способ ведения доменной плавки / Марсуверский Б.А.; Авцинов А.Ф.; Марьясов М.Ф.; Денисов Ю.М.; Ходонецких В.А.; Логинов В.Н.; Васильев А.П.; Русаков П.Г.; заявл. 17.12.1998, опубл. 27.03.2000, Бюл. №8.

2. Доменное производство: справочное издание / [под ред. Вегмана Е.Ф.] // В 2-х т. Подготовка руд и доменный процесс.– М.: Металлургия. – Т.1. – 1989. – 496 с.

Рекомендована к печати д.т.н., проф. Новохатским А. М.

Статья поступила в редакцию 31.10.13.

к.т.н. Карпов А. В. *(ДонДТУ, м.Алчевськ, Україна)*

ДОСЛІДЖЕННЯ ЗМІНИ БІЧНОГО НАВАНТАЖЕННЯ ДІЮЧОГО НА КЛАДКУ ДОМЕННОЇ ПЕЧІ

Визначена величина сили, що діє на кладку шахти, распара, заплічок доменної печі від шихтових матеріалів, за допомогою фізичного моделювання. Виявлено закономірність зміни бічного тиску залежно від гранулометричного складу шихти. Зроблена оцінка впливу шарового завантаження шихтових матеріалів на значення бічного навантаження.

Ключові слова: *доменна піч, фізичне моделювання, бічний тиск, активна вага, гранулометричний склад, шарове завантаження.*

Karpov A. V. *(DonSTU, Alchevsk, Ukraine)*

STUDY OF CHANGES IN SIDE LOAD SERVING ON MASONRY BLAST FURNACE

Determined by the amount of force exerted on the clutch shaft, bosh, half beads of the blast furnace burden materials, using physical modeling. Revealed regularities of changes in the lateral pressure as a function of particle size distribution of the charge. The evaluation of the influence of the layered loading charge materials to the value side of the load.

Key words: *blast furnace, physical modeling, lateral pressure, the active weight, size distribution, loading layering.*

УДК 669:621.735.32.001.57

к.т.н. Коваленко В. М.
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)

АНАЛИЗ СИЛОВЫХ ПАРАМЕТРОВ ПРИ ШТАМПОВКЕ ПОКОВОК С КОМБИНИРОВАННЫМ НАГРУЖЕНИЕМ

Приведены результаты теоретических исследований, выполнен анализ напряженно-деформированного состояния заготовки на поверхности контакта металла и силовых параметров при штамповке с кручением.

Ключевые слова: *штамповка, усилие, напряжение, комбинированное нагружение, заготовка.*

Проблема и ее связь с научными и практическими задачами.

Повышение эффективности процессов ОМД, в частности штамповки и осадки, может быть достигнуто за счет применения активных сил трения, что приводит к снижению усилий деформирования и повышение эксплуатационных характеристик материала поковки. В основе этого метода лежит сообщение инструменту дополнительных движений, позволяющих осуществить заданные изменения траектории деформации и кинематических условий на границе инструмента с заготовкой [1-3]. В процессах, характеризующихся осесимметричной деформацией, такое движение обеспечивается вращением инструмента вокруг оси симметрии.

Горячая объемная штамповка – операция, наиболее часто встречающихся в практике ОМД, кроме того, она является составной частью многих других технологических процессов ОМД. Поэтому данные об особенностях и закономерностях этого процесса представляют теоретический и практический интерес.

Постановка задачи. Задачей данной работы является определение параметров P и σ_i при деформировании методом комбинированного нагружения (штамповка с кручением), а также анализ напряженно-деформированного состояния заготовки на поверхности контакта металла с инструментом.

Изложение материала и его результаты. При деформации методом комбинированного нагружения увеличиваем только осевую σ_z и тангенциальную τ составляющие компоненты в общем уравнении Губера-Мизеса-Генки [4], которые преобразовываем к виду:

$$\sigma_{кр}^{i} = \sqrt{\sigma_z^2 + 3 \cdot \tau^2}\,, \qquad (1)$$

где σ_z – среднее осевое напряжение;

$\sigma_z = P/F$, F – площадь под верхним ручьем штампа.

Величину τ для упругого тела определяем по уравнению:

$$\tau = \frac{16 \cdot M_{тр.обр.}}{\pi \cdot d^3}\,, \qquad (2)$$

где $M_{тр.обр.}$ - момент на верхней плите штампа, обусловленный трением торца об образец.

Момент $M_{тр.обр.}$ определяем по зависимости :

$$M_{тр.обр.} = M^{кр} - P^{кр} \cdot \frac{M}{P}\,. \qquad (3)$$

Коэффициент трения винтовой пары определяем по формуле:

$$\mu_B = \frac{1}{r_B} \cdot \left(\frac{M}{P} - \frac{h_B}{2 \cdot \pi} \right), \qquad (4)$$

где r_B - радиус винта;

h_B - шаг резьбы винта.

Для определения среднего касательного напряжения τ_θ, действующего на поверхности контакта металл-инструмент, полагаем, что оно постоянно и не зависит от

радиуса вращающегося штампа. В этом случае:

$$\tau_\theta = \frac{12 \cdot M_{тр.обр.}}{\pi \cdot d^3}. \quad (5)$$

Из уравнения (3) и (4) следует, что средний коэффициент трения, обусловленный сдвиговой деформацией от кручения, равен:

$$\mu_\theta' = \frac{\tau}{\sigma_z^{кр}} = \frac{3}{d} \cdot \left(\frac{M^{кр}}{P^{кр}} - \frac{M}{P} \right). \quad (6)$$

Полагая, что касательное напряжение сдвига на поверхности образца под верхним штампом $\tau<\sigma/2$, можно вычислить значения радиальных касательных напряжений на поверхности контакта:

$$\tau_p = \sqrt{\tau^2 - \tau_\theta^2}, \quad (7)$$

а также оценить угол α поворота вектора результирующего касательного напряжения τ при штамповке с комбинированным нагружением.

При вращении верхней плиты приконтактные слои заготовки, плотно сцепленные с торцом ручья штампа, в том числе и за счет оптимально подобранного рельефа, сдвигаются при постоянном значении $\tau \cong \sigma / 2$, не зависящем от нормального напряжения $\sigma_z^{кр}$. Это, кстати, обусловливает низкие, «кажущиеся» значения среднего коэффициента трения μ_σ'. Результирующий вектор сдвиговых напряжений τ и, соответственно, вектор деформаций, поворачиваются от радиального направления, характерного для обычного процесса штамповки, на достаточно большой угол α, определяемый из соотношения $tg\alpha = \tau_\theta / \tau_p$. Касательное напряжение τ_p по мере перемещения штампа уменьшается по сравнению с $\tau = \sigma / 2$ в среднем в 2 раза. Это приводит к сглаживанию эпюры нормальных напряжений $\sigma_z^{кр}$ и уменьшению ее абсолютных значений, то есть равноценно действию смазочного материала.

Для приближенной оценки такого действия рассмотрим очаг деформации под верхней плитой штампа. Он характерен для процесса штамповки, для которого имеет место уравнение:

$$\sigma_z = \sigma \cdot \left(1 + \frac{1}{3} \cdot \mu \cdot \frac{d}{h} \right), \quad (8)$$

где μ - коэффициент трения;

d, h – диаметр и высота образца соответственно.

Если взять расчетное соотношение $\sigma_z / \sigma_z^{кр}$, в котором σ_z определяется по уравнению (8) при μ=0,5 (процесс обычной штамповки), а для расчета $\sigma_z^{кр}$ (процесс комбинированного нагружения) использовать значения $\mu = \tau_P / \tau$, то в среднем для всех значений μ оно составит $\sigma_z / \sigma_z^{кр}$=1,12. Фактически среднее значение $\sigma_z / \sigma_z^{кр}$=P/P^{кр} составляет примерно 1,18. Неравенство 1,18>1,12 свидетельствует о том, что «положительное» влияние кручения распространяется на несколько больший очаг деформации, чем тот, что находится непосредственно под верхним ручьем штампа.

Осевое усилие P, подаваемое на винт, в этом случае равно:

$$P=P_M+P_Г, \quad (9)$$

где P_M –усилие, необходимое для деформации материала заготовки;

$P_Г$ – усилие, необходимое для вращения верхней плиты штампа и преодоления момента от $M_{тр.обр.}$

Усилие P_M, определяющее величину нормального осевого напряжения σ_z, равно:

$$P_M = P - \frac{M_{тр.обр.} \cdot (\cos\alpha + \mu \cdot \sin\alpha)}{R_B \cdot (\sin\alpha - \mu_B)}, \quad (10)$$

где α-угол наклона винтовой линии;

R_B-средний радиус многозаходного винта;

$\mu = 0.2$.

Выводы и направление дальнейших исследований.

Выполнен анализ напряженно-деформированного состояния заготовки на поверхности контакта металла с инструментом и определены параметры деформирующего усилия P и напряжений σ_i при штамповке с комбинированным нагружением. Результаты работы могут быть использованы при совершенствовании режимов штамповки поковок, а также при развитии методом управления пластическим формоизменением при штамповке.

Библиографический список

1. Субич В.Н. Объемная штамповка вращающимся инструментом / В.Н Субич, В.А Степанов, А.Е. Максименко // Кузнечно-штамповочное производство. - 1995. - №2. - С.19-21.

2. Леванов А.Н. Контактное трение в процессах обработки металлов давлением/ А.Н Леванов, В.Л. Колмогоров, С.П. Буркин//М.: Металлургия. - 1976. – 476с.

3. Шнейберг А.М. Силовые параметры обратного выдавливания с вращением пуансона/ А.М. Шнейберг, М.К. Сергеев, И.Л. Зайцева // Изв. вузов.: Машиностроение. – 1986. - №8. - С. 128-132.

4. Сторожев М.В. Теория обработки металлов давлением/ М.В. Сторожев, Е.А. Попов// М.: Машиностроение. - 1977. – 423с.

Рекомендована к печати д.т.н., проф. Новохатским А. М.

Статья поступила в редакцию 24.10.13

Коваленко В. М. *(ДонДТУ, м. Алчевск,Україна)*

АНАЛІЗ СИЛОВИХ ПАРАМЕТРІВ ПРИ ШТАМПУВАННІ ПОКОВОК З КОМБІНОВАННИМ НАВАНТАЖЕННЯМ

Наведені результати теоретичних досліджень, був виконаний аналіз напружно-деформованого стану заготовки на поверхні контакту металу та силових параметрів у процесі штамповки з крутінням.

***Ключові слова**: штампування, зусилля, напруження, комбіноване навантаження, заготовка.*

Kovalenko V. M. *(DonSTU, Alchevsk, Ukraine)*

ANALYSIS OF POWER SETTINGS AT STAMPING FORGINGS COMBINED HEATING LOADING

The results of theoretical investigations are presented, the fulfid analysis tension deformation conditions storage in the surface contact metal and power parameters of stamping of rotation.

***Key words**: stamping, stress, tension, combined loading, blank.*

УДК 669.18

к.т.н. Кравченко В. М.,
Романчук Я. А.
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)

ФИЗИЧЕСКОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ ПРОЦЕССА ПУЛЬСИРУЮЩЕЙ ПРОДУВКИ МЕТАЛЛА В СТАЛЕРАЗЛИВОЧНОМ КОВШЕ

Разработана физическая модель для изучения процесса пульсирующей продувки металла инертным газом. Полученные с помощью физической модели данные показывают, что при асинхронной пульсирующей продувке через две продувочные пробки, наблюдается более интенсивное перемешивание расплава с распространением вихрей потока газа между струями, вверх, по дну и боковым стенкам модели, что способствует лучшему тепломассообмену.

Ключевые слова: *агрегат ковш-печь, металл, инертный газ, пульсирующая продувка.*

Проблема и ее связь с научными и практическими задачами.

Современный сталеплавильный комплекс, как правило, включает четыре функциональных блока: подготовки чугуна к сталеплавильному переделу, выплавки полупродукта, доводки металла в агрегате ковш-печь (АКП) и разливки стали на МНЛЗ.

При подготовке передельного чугуна к сталеплавильному переделу обычно предусматривается его поставка в ковшах миксерного типа, удаление одного или в различных сочетаниях ряда элементов (Si, S, P) чугуна с тщательным удалением образующегося шлака.

Выплавка полупродукта осуществляется преимущественно в конвертерах комбинированного дутья с получением металла, имеющего заданный химический состав и температуру, с последующей отсечкой конечного конвертерного шлака при выпуске.

Блок доводки металла в АКП осуществляет значительный комплекс операций, связанных с обеспечением химического состава стали в соответствии с ДСТУ, и температурой, необходимой для эффективной разливки стали на МНЛЗ.

При организации энергосберегающего цикла производства стали важнейшей задачей является сочетание дискретного цикла выплавки полупродукта в сталеплавильных агрегатах с непрерывным процессом разливки стали на МНЛЗ в условиях снижения запаса энтальпии металла вследствие потерь тепла во время транспортировки и доводки стали в ковше.

Использование для этой цели АКП позволило достичь высоких показателей, как в обеспечении качества стали, так и в части энерго - и ресурсосбережения в технологической схеме ее производства. На практике убедительно доказана высокая конкурентоспособность АКП для всего диапазона емкостей сталеразливочных ковшей от 12 до 360 т.

Техника и технология проведения основных операций в АКП включает:

– электро-дуговой нагрев металла;

- подачу в ковш кусковых и порошкообразных материалов для рафинирования металла и формирования шлака;

– подачу в металл реагентов в виде порошковой проволоки с помощью трайбаппаратов при прецизионной обработке стали;

- систему контроля химического состава и температуры металла.

Одним из основных блоков АКП является система непрерывного перемешивания жидкой стали инертным газом через продувочные элементы, установленные в днище ковша, по ходу всех технологических операций доводки стали.

При доводке металла в сталеразливочных ковшах большой емкости продувка инертным газом обычно ведется через не-

сколько продувочных пробок, как минимум две. При этом продувочный газ приводит в движение параллельные слои жидкого металла, создавая условия для лучшего перемешивания не только металла и шлака, но и для расплавления присаживаемых материалов, раскислителей и модификаторов, усреднения металла по температуре [1].

С учетом исходных параметров плавки при доводке металла в сталеразливочном ковше уже сейчас используются различные технологические приемы продувки металла инертным газом, в том числе с регулированием расхода инертного газа через одну или обе продувочные пробки, добиваясь ускорения в достижении однородности обрабатываемого металла по химическому составу и температуре [2]. А реализация технологии с импульсным режимом подачи инертного газа позволила получить следующие преимущества [3]:

- снижение расхода электроэнергии при обработке металла на АКП;
- снижение расхода инертного газа;
- сокращение продолжительности обработки;
- снижение загрязненности стали неметаллическими включениями;
- увеличение степени десульфурации металла в ковше на 5% (отн.) при снижении конечной концентрации серы на 8% (отн.).

Постановка задачи. Основной задачей исследования является установление оптимальных режимов перемешивания и усреднения расплава при обработке его на АКП с использованием пульсирующей продувки инертным газом.

Изложение материала и его результаты.

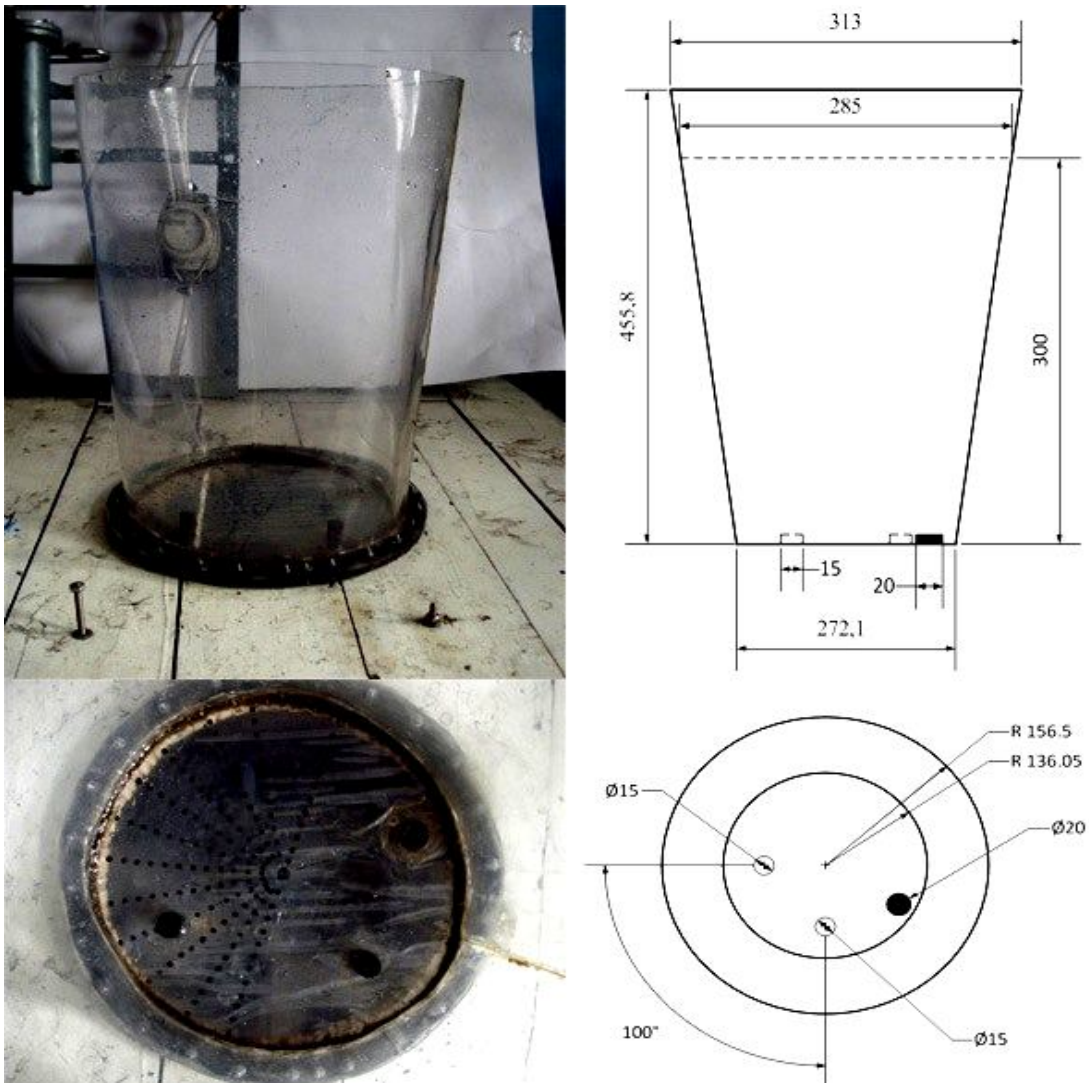
Физическое моделирование процесса пульсирующей продувки металла инертным газом выполнено на прозрачной (из органического стекла) модели сталеразливочного ковша с вводом в дистиллированную воду специального жидкого реагента в виде раствора туши и хлорида натрия. Это позволило визуализировать, зафиксировать и с помощью киносъемки и описать механизм процесса перемешивания и определить момент завершения процесса массообмена одновременно.

Физическая модель сталеразливочного ковша (рисунок 1) состоит из следующих элементов: прозрачного ковша и двух продувочных узлов (рисунок 1, а), соединенных с пульсатором, для подачи газа в моделирующую жидкость. Кроме того, в днище модели, на месте шиберного затвора (рисунок 1, б) было выполнено отверстие, соединенное с шаровым краном для замены жидкости, моделирующей расплав. Геометрические параметры физической модели сталеразливочного ковша приведены в таблице 1.

Общая схема физической модели представлена на рисунке 2.

Процесс гомогенизации моделирующей жидкости в ходе лабораторных исследований контролировался с помощью оптического метода. Экспериментальная установка для контроля механизма гомогенизации оптическим методом включает в себя физическую модель сталеразливочного ковша с жидкостью, что перемешивается, капилляр для ввода реагента, телекамеру и светильники. О длительности полной гомогенизации жидкости судят по времени распространения реагента в объеме модели. Отсчет времени начинают с момента подачи порции реагента и заканчивают при полном рассредоточении его в жидкости, что фиксируется телекамерой. К недостаткам этого метода следует отнести необходимость замены моделируемой жидкости после каждого испытания.

Электрохимический метод определения момента полного усреднения раствора был реализован следующим образом. В качестве электролита, вводимого в воду, служил насыщенный раствор хлорида натрия. Электропроводность измерялась датчиками из медной проволоки диаметром 0,5 мм. Для предотвращения окисления поверхности датчиков в солевом растворе наконечники датчиков покрыты золотым напылением.

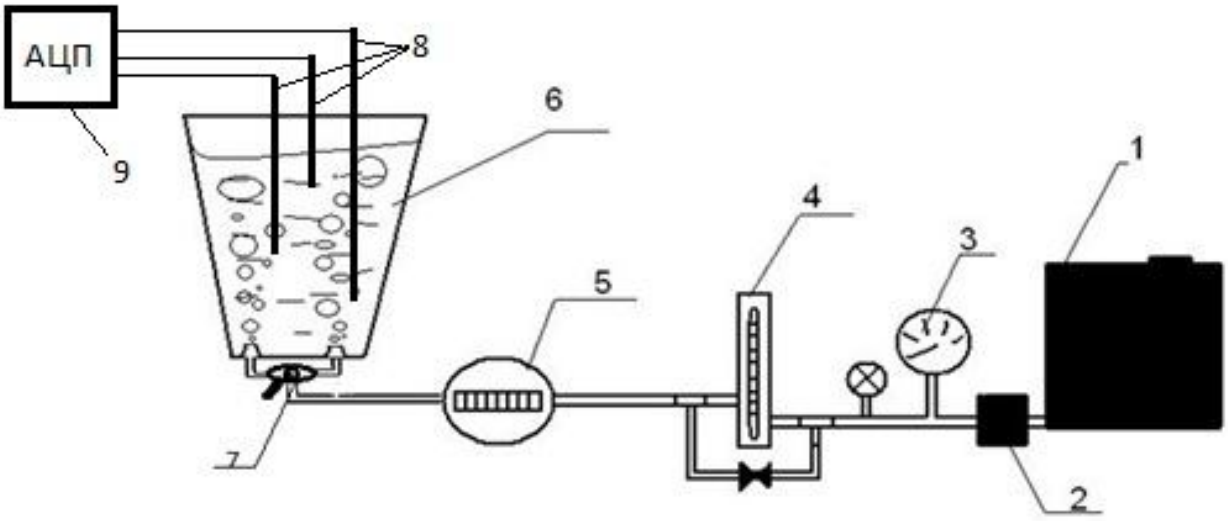


а – продувочные узлы; б – шиберный затвор

Рисунок 1 — Физическая модель сталеразливочного ковша

Таблица 1 — Геометрические размеры физической модели 300 т сталеразливочного ковша

Параметр	Значение
Высота, мм	455,8
Верхний диаметр, мм	313
Нижний диаметр, мм	272,1
Высота налива, мм	388,2
Объем модели, л	31
Объем воды, л	23,6



1 - компрессор, 2 - воздушный фильтр, 3 - манометр, 4 - ротаметр, 5 - газовый счетчик, 6 - модель сталеразливочного ковша,7 - пульсатор, 8 - датчики, 9 - блок АЦП

Рисунок 2 – Общая схема физической модели

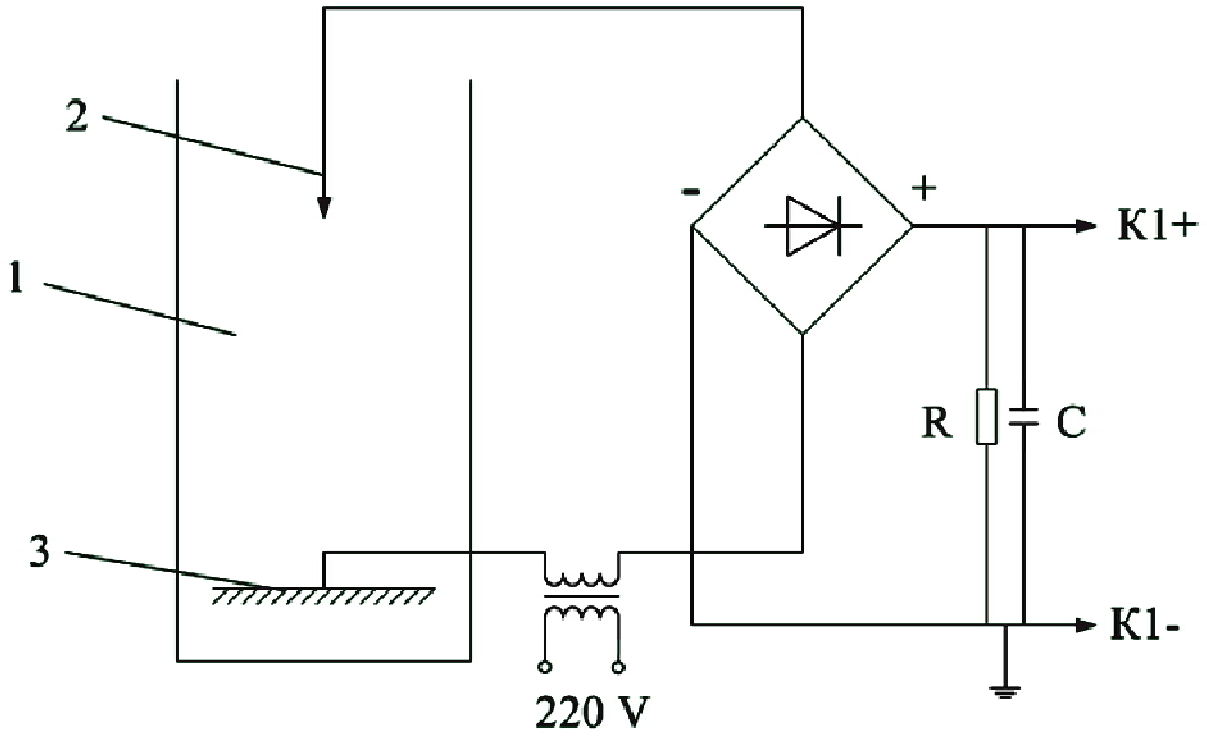


Рисунок 3 — Схема АЦП для оценки длительности усреднения реагента в жидкости

Конструкция держателя датчиков позволяет регулировать их высоту в широких пределах. К свободным концам датчиков были припаяны соединительные провода.

Схема измерения имеет большую чувствительность и позволяет проводить измерения при использовании соляных растворов небольшой концентрации.

Для этого была изготовлена измерительная схема, которая включала выпрямительный мост, конденсатор (3200 μF) и диод (100 Ом) для каждого датчика (рисунок3).

Три электрода размещались в застойных зонах сталеразливочного ковша и закреплялись. Уровень жидкости в ковше доводился до рабочего. Подключался трансформатор с переменным напряжением 10В, один электрод присоединялся к медной шине, которая располагалась на стенке ковша, а другой к плате. Плата присоединялась к аналого цифровому преобразователю L-154 (АЦП) и измерительным датчикам. Аналого-цифровой преобразователь L-154 предназначен для преобразования аналоговых сигналов в цифровую форму для персональной ЭВМ, а также для ввода/вывода цифровых ТТЛ (транзисторно-транзисторная логика) линий и управления одним выходом аналогового канала. Все полученные данные сохранялись в цифровом виде.

При стационарной продувке жидкости в модели через две продувочные пробки в начальный период после ввода жидкого реагента по центру модели газожидкостные потоки поднимаются вертикально вверх, образуя низкоскоростные зоны циркуляции вокруг струй. Затем эти зоны перераспределяются, и большая часть расплава втягивается в циркуляционное перемешивание. На определенной стадии массообмена один из потоков воздействует на другой, отклоняя его от вертикали и образуя одну мощную циркуляционную зону в объеме ковша. Кроме того, часть потока образует среднескоростную зону циркуляции в центральной нижней части расплава.

В дальнейшем наблюдается потеря устойчивости циркуляционными потоками, что приводит к изменению траектории циркуляции и снижению ее интенсивности. Наличие нижней циркуляционной зоны перемешивания следует рассматривать как потенциальный источник неметаллических включений в металле. Время полного усреднения жидкого реагента в объеме жидкости составило 20 с.

При асинхронной пульсирующей продувке жидкости через две продувочные пробки механизм перемещения газовых потоков существенно меняется (рисунок 4).

На первых секундах процесса перемешивания красящий индикатор образует форму «конуса», с основанием у днища ковша. Затем индикатор втягивается в поток который идет вдоль стен ковша с последующим смещением к верхней части модели. На завершающей стадии массообмена формируется поток обеспечивающий усреднение в центральной части ковша.

В начальный период газожидкостные потоки поднимаются вверх, захватывая друг друга, что способствует ускорению распределения жидкого реагента по всему объему ковша, в том числе и в застойных зонах.

Видно, что по ходу продувки большая часть расплава втягивается в циркулирующий поток и перемешивается.

При асинхронной пульсирующей продувке расплава через две продувочные пробки заметно более интенсивное перемешивание с распространением вихревых потоков вверх, по дну и боковым стенкам модели. Несмотря на сокращение расхода газа при асинхронной пульсирующей продувки практически вдвое, длительность усреднения жидкого реагента в моделируемой жидкости составило 24 с. .

При получении результатов электрохимическим методом исследования использовались средние данные трех датчиков установленных в застойных зонах ковша.

На рисунке 5 изображены графики изменения концентраций хлорида натрия, полученные путем обработки данных на АЦП.

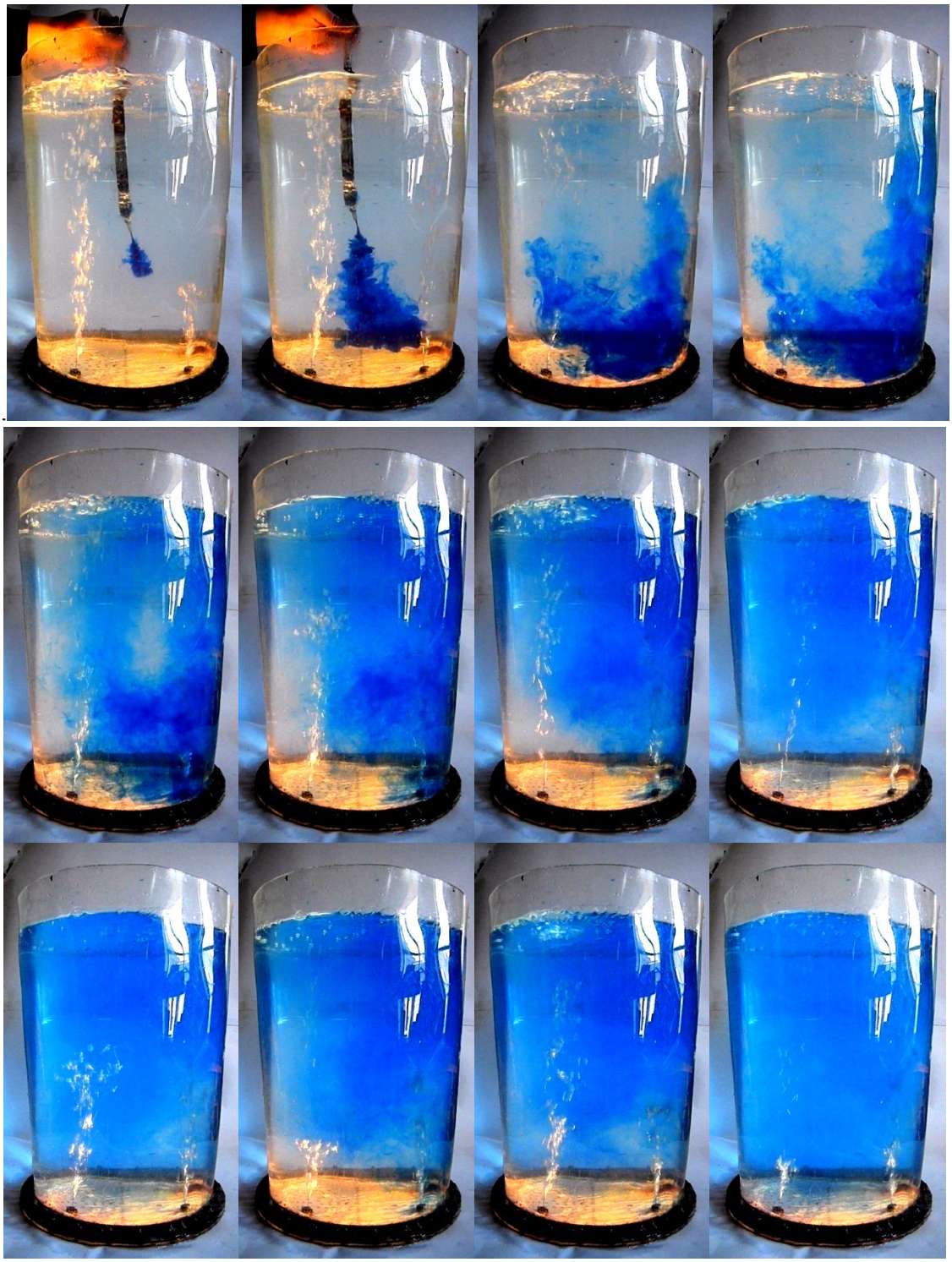
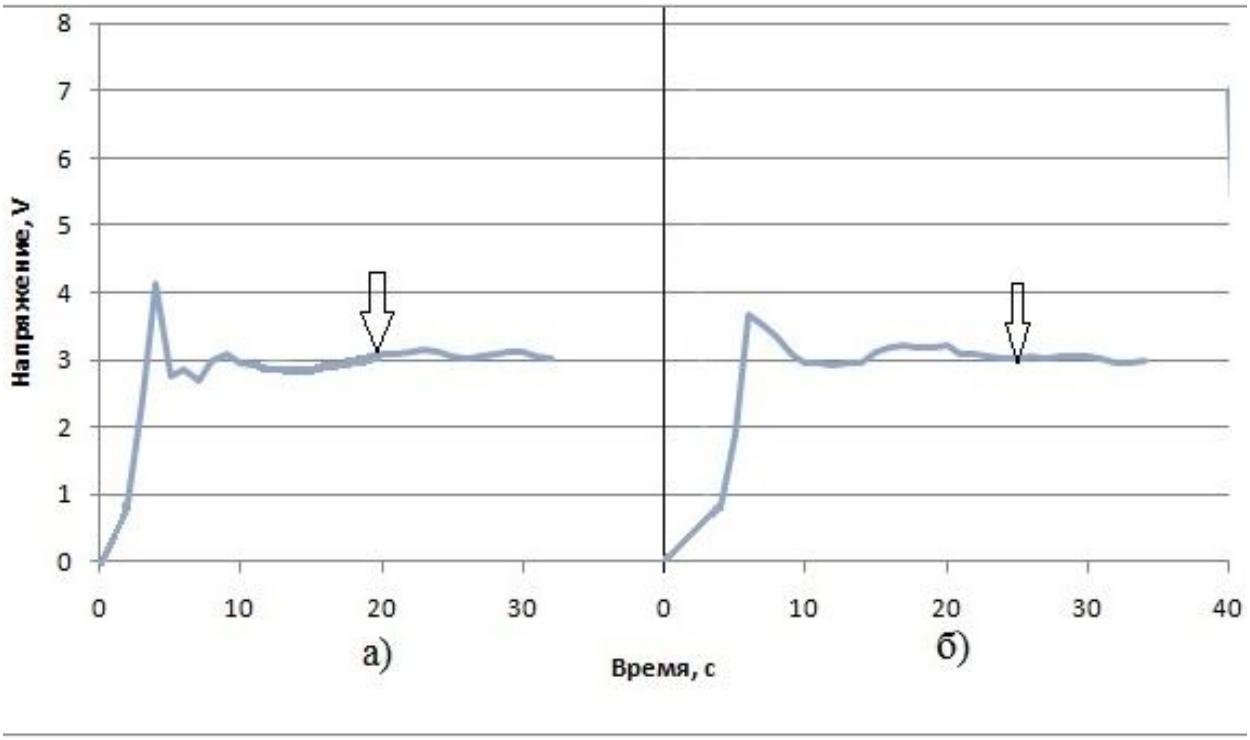


Рисунок 4 — Механизм перемешивания жидкости при асинхронной пульсирующей продувке через два продувочных узла с вводом жидкого реагента по центу модели (фото выполнены с двух секундным интервалом)



а – стационарная продувка,

б –пульсирующая продувка,

Рисунок 5 – Среднее показание датчиков непрерывного контроля содержания хлорида натрия в жидкости

График изменения концентрации хлорида натрия при стандартной продувке аргоном через две продувочные пробки показан на рисунке 5а, при асинхронной пульсирующей продувке через две продувочные пробки указаны на рисунке 5б.

Из приведенных данных видно, что скорость усреднения концентрации хлорида натрия при асинхронной пульсирующей продувке достигается более равномерно не смотря на снижение расхода газа практически в 2 раза.

Из этого можно судить, что при пульсирующей продувке химическое усреднение проходит лучше, чем при стандартной.

Общие выводы

Перемешивание расплава в процессе его обработки на АКП с использованием пульсирующей продувки позволяет предотвратить образование застойных зон в объеме жидкого металла в ковше, ускорить перемешивание и усреднение металла по химическому составу и температуре, снизить расход аргона.

При асинхронной пульсирующей продувке расплава через две продувочные пробки изменяется механизм перемешивания жидкости с образованием дополнительных вихревых потоков вверх, вдоль дна и боковых стен модели, что способствует ускорению процесса массообмена.

Библиографический список

1.Смирнов А.Н. Информационный портал о черной и цветной металлурги / А.Н Смирнов // Украинская ассоциация сталеплавильщиков. - 2011.

Режим доступа к журн.: http://uas.su/books/2011/minizavod/34/razdel34.php

2. К вопросу о пульсирующем дутье в сталеплавильных процессах: учеб. пособие / А. В. Явойский, П. С. Харлашин, И. А. Шевцов. - НИТУ «МИСиС», 2011. – С. 181-190.

3. Опыт внедрения технологии поочередной импульсной продувки металла в сталеразливочных ковшах на Белорусском металлургическом заводе / Шумахер Э. Э. [и др.] // Металлург. - 2012. - № 8. – С. 39-42.

Рекомендована к печати д.т.н., проф. Новохатским А. М.

Статья поступила в редакцию 06.11.13

Кравченко В. М., Романчук Я. О. *(ДонДТУ, м. Алчевськ, Україна)*

ФІЗИЧНЕ МОДЕЛЮВАННЯ ПРОЦЕСУ ПУЛЬСУЮЧОГО ПРОДУВАННЯ МЕТАЛУ У СТАЛЕРОЗЛИВНИХ КОВШАХ

Розроблено фізичну модель для вивчення процесу пульсуючого продування металу інертним газом. Отримані за допомогою фізичної моделі дані показують, що при асинхронній пульсуючій продувці через дві продувні пробки, спостерігається більш інтенсивне перемішування розплаву з поширенням вихорів потоку газу між струменями, вгору, по дну і бічних стінках моделі, що сприяє кращому тепломасообміну.

Ключові слова: *агрегат ківш-піч, метал, інертний газ, пульсуюче продування.*

Kravchenko V. M., Romanchuk Y. A. *(DonSTU, Alchevsk, Ukraine)*

PHYSICAL MODELING OF A PULSE PURGE METAL IN STEEL LADLES

The physical model is developed for studying of process of a pulsing purge of metal by inert gas. The data obtained by means of physical model show that at an asynchronous pulsing purge through two blowing-off stoppers, more intensive hashing of fusion with distribution of whirlwinds of a stream of gas between streams, up, on a bottom and lateral walls of model that promotes the best heat mass exchange is observed.

Key words: *ladle furnace, metal, the inert gas, a pulsing blowing.*

УДК 669:621.967.1

к.т.н. Боровик П. В.
(ДГМА, г. Краматорск, Украина, borovikpv@mail.ru),
Петров П. А.
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина, pavelpetrov@list.ru)

3D МОДЕЛЬ ПРОЦЕССА ПОПЕРЕЧНОГО РАЗДЕЛЕНИЯ НА НОЖНИЦАХ НЕПРЕРЫВНОЛИТЫХ СОРТОВЫХ ЗАГОТОВОК

Разработана трехмерная математическая модель процесса горячего разделения на ножницах непрерывнолитых сортовых заготовок, которая позволяет учитывать геометрию режущего инструмента. Результаты моделирования, хорошо согласуются с экспериментальными данными. Модель позволяет расширить представление о процессе резки и повысить точность расчета энергосиловых параметров.

***Ключевые слова**: математическая модель, ножницы, сортовая заготовка.*

Актуальными вопросами современного развития металлургической промышленности являются расширения технологических возможностей уже эксплуатируемого и вновь проектируемого оборудования за счет повышения точности производимых конструкторских расчетов и увеличения степени научной обоснованности при принятии проектных и технологических решений.

В практике металлургического производства в различных технологических схемах изготовления сортового металлопроката широко применяют операции поперечного разделения на ножницах [1,2]. При этом повышение требований к качеству готового металлопроката и стремление расширить технологические возможности ножниц способствуют повышению интереса в данной области [3,4].

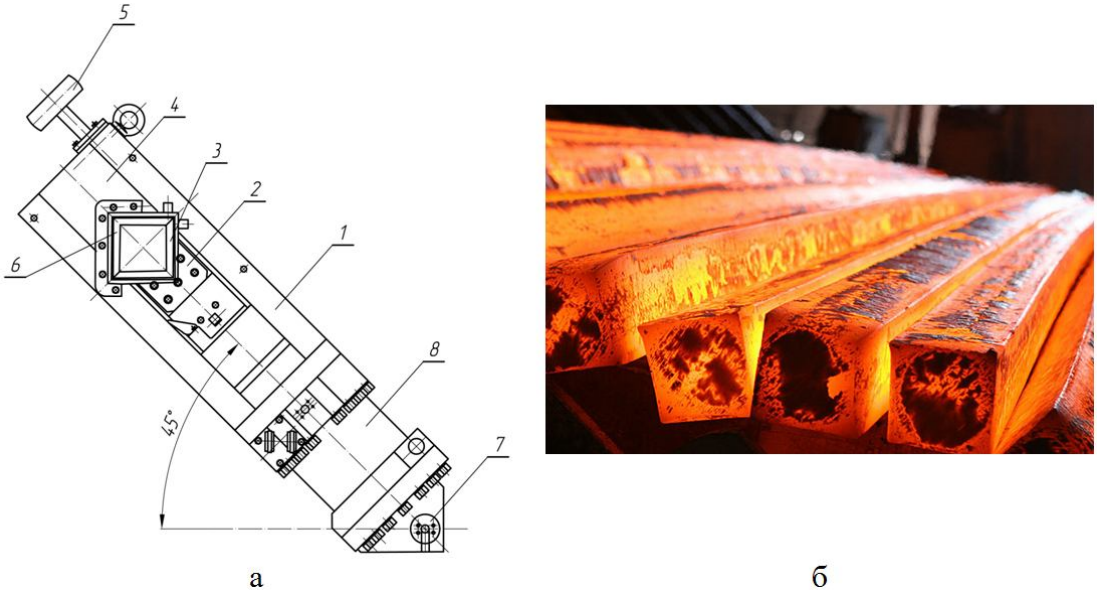
В условиях ПАО “Енакиевский металлургический завод” (ЕМЗ) на машинах непрерывного литья сортовых заготовок (МНЛЗ), процесс поперечной резки на мерные длины, осуществляется при помощи летучих гидравлических ножниц конструкции ПАО “Новокраматорский машиностроительный завод” (НКМЗ) по мере полной кристаллизации заготовки. С учетом специфики непрерывного литья именно сортовых заготовок, имеющих квадратную форму поперечного сечения до 150×150 мм, данный процесс реализуют на ножницах поперечной резки с ножами соответствующей треугольной формы и траекторией их взаимного перемещения, наклоненной под углом $\pi/4$ к горизонтальной плоскости (рис. 1).

Отличительной особенностью ножей в ножницах данной конструкции является тот факт, что угол раскрытия ножей треугольной формы составляет 94º, а уклон контактных поверхностей – 7º.

Существующие методы расчета силы резки [1,2] предполагают, что в случае реализации процесса разделения по схеме, используемой на ножницах МНЛЗ ПАО "ЕМЗ" можно использовать результаты для случая резки параллельными ножами, заготовки с сечением равным по площади.

Однако, в работе [5] на базе разработанной математической модели энергосиловых параметров процесса поперечной резки непрерывнолитых заготовок на мерные длины, было показано, что распределение силы резки в зависимости от хода ножей и температурно-деформационных параметров имеет сложный характер. При этом по отношению к традиционным методам расчета [1,2] степень уточнения может достигать 50% и более за счет корректного учета реальной геометрии и кинематики развития очага деформации.

Но даже подход, предложенный в работе [5], не позволяет в полной степени учесть геометрические особенности режущего инструмента.



а б

1 – станина ножниц; 2 – суппорт нижнего (подвижного) ножа; 3 – контур водяного охлаждения; 4 – суппорт верхнего (неподвижного) ножа; 5 – каток для перемещения по направляющей; 6 – приемная воронка; 7 – узел цилиндрической направляющей; 8 – гидроцилиндр.

Рисунок 1 – Общий вид (а) гидравлических ножниц поперечной резки на мерные длины непрерывнолитых заготовок и вид порезанных заготовок (б)

В то же время, стремительный рост возможностей современной вычислительной техники открывает новые подходы в исследовании различных технологических процессов в обработке металлов давлением (ОМД) [6], что, прежде всего, относится к методу конечных элементов (МКЭ). Применение МКЭ позволяет значительно расширить представление о протекании процессов и повысить степень научной обоснованности при принятии технологических и конструктивных решений.

В качестве цели данной работы ставилась задача разработать трехмерную математическую модель процесса поперечного разделения на ножницах непрерывнолитых сортовых заготовок в горячем состоянии, позволяющую адекватно отображать энергосиловые и геометрические характеристики процесса.

Для достижения данной цели использовали программный комплекс Abaqus, в основу которого положен МКЭ.

В результате была разработана трехмерная математическая модель (рис. 2,а), состоящая из двух абсолютно жестких недеформируемых тел – верхний и нижний фигурный ножи, а также деформируемого бруса, моделирующего разделяемую заготовку квадратного сечения.

При этом, по аналогии с реальной конструкцией ножниц движение сообщается нижнему ножу, тогда как верхний нож остается неподвижным.

Деформируемый брус представляет собой сетку (см. рис. 2,б) из изопараметрических шестигранных восьмиузловых линейных элементов с редуцированной схемой интегрирования, имеющих свойства сплошной деформируемой среды. При этом сетка имеет сгущение в очаге резки.

Учитывая, что процесс резки сопровождается большими пластическими деформация, в ходе математического моделирования использовалась процедура адаптации внутренней сетки в формулировке Лагранжа-Эйлера [6], тогда как поведение узлов на поверхности заготовки описывалось формулировкой Лагранжа. Инструменты моделировались как дискретные недеформируемые поверхности.

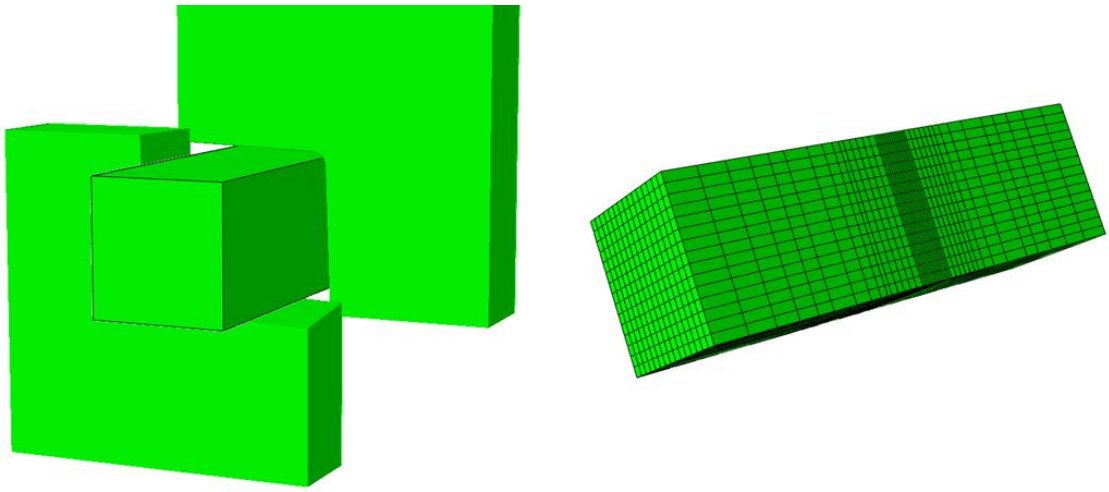


Рисунок 2 – Общий вид модели (а) и заготовки с нанесенной сеткой (б)

В основу модели контактного взаимодействия между заготовкой и инструментами был положен закон трения Амонтона-Кулона, как отношение напряжения трения (касательного) к внешнему контактному давлению между контактирующими телами.

На торцевые поверхности бруса накладывалось ограничение по их перемещению вдоль продольной оси бруса, что близко к условиям разделения длинномерных непрерывнолитых заготовок.

Разрушение материала моделировалось методом исключения элементов из расчета, после исчерпания ресурса пластичности в соответствии с диаграммой пластичности [6].

Механические свойства материала рассчитывали в соответствии с методикой, представленной в работе [7], позволяющей учитывать влияние температуры, степени и скорости деформации, а также химического состава материала заготовки, на сопротивление деформации.

Для оценки работоспособности модели и степени достоверности получаемых результатов была произведена симуляция процесса резки заготовки сечением 120×120 мм из стали 20 при температуре 970ºС со скоростью 70 мм/с, что соответствовало производственным данным.

На рис. 3 в качестве сравнения представлена форма торцевой поверхности непрерывнолитой заготовки после поперечного разделения на ножницах (рис. 3,а) и по результатам моделирования (рис. 3,б). Из представленных изображений хорошо видно, что реальная заготовка и полученная в результате моделирования имеют достаточно близкую конфигурацию. Расхождение по максимальному значению силы резки не превысило 5%.

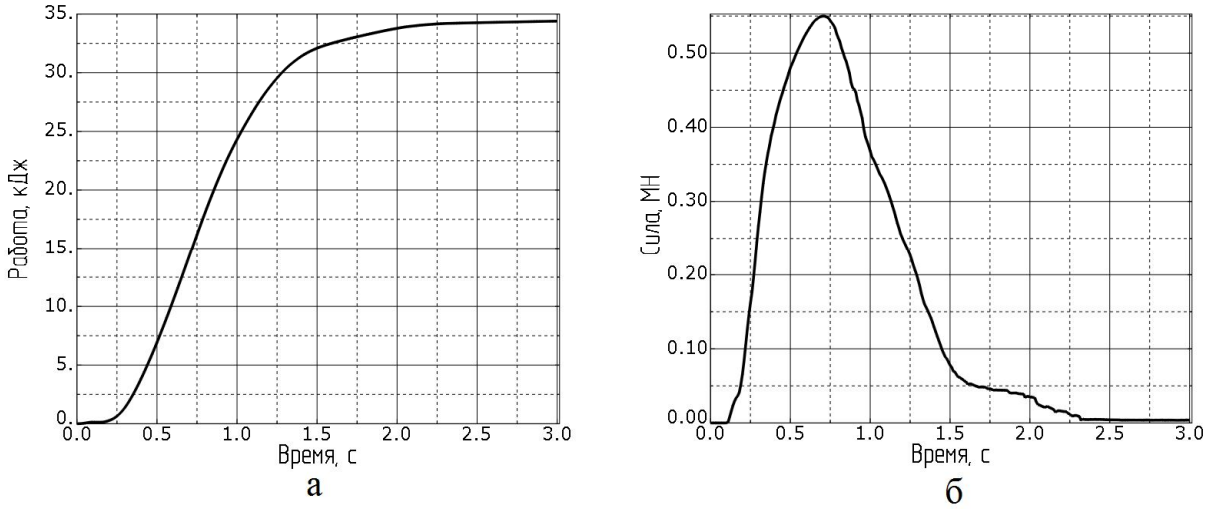
Таким образом, можно утверждать, что разработанная трехмерная математическая модель адекватно описывает процесс горячего разделения на ножницах непрерывнолитых сортовых заготовок. Данная модель позволяет также получить ряд зависимостей, которые способны расширить представление о протекании процесса и производить на ее базе теоретические исследования, что существенно дешевле натурных экспериментов. В частности на рис. 4 представлены зависимости во времени работы затрачиваемой на разделение заготовки (рис. 4,а) и силы резки (рис. 4,б).

По результатам работы можно сделать следующие выводы:

– впервые разработана трехмерная математическая модель процесса горячего разделения на ножницах непрерывнолитых сортовых заготовок;

а б

Рисунок 3 – Форма торцевой поверхности непрерывнолитой заготовки после поперечного разделения на ножницах (а) и по результатам моделирования (б)



а б

Рисунок 4 – Зависимости работы затрачиваемой на разделение заготовки (а) и силы резки (б) полученные по результатам моделирования

– результаты, полученные в ходе моделирования, хорошо согласуются с экспериментальными данными;

– данная модель позволяет повысить точность теоретических решений и будет способствовать расширению представления о процессе резки и повышению степени точности расчета энергосиловых параметров процесса, поскольку позволяет максимально точно учитывать геометрию режущего инструмента.

Результаты работы могут быть использованы при дальнейших исследованиях разделительных операций фасонных профилей на ножницах.

Библиографический список

1. Іванченко Ф.К. та ін. Розрахунок машин і механізмів прокатних цехів: навч. посіб. / Ф.К. Іванченко, В.М. Гребеник, В.І. Ширяєв. – К.: Вища шк., 1995. – 455с.: іл.

2. Лукашин Н. Д. Конструкция и расчет машин и агрегатов металлургических заводов: учебник для вузов / Н. Д. Лукашин, Л. С. Кохан, А. М. Якушев – М.: ИКЦ «Академкнига», 2003. – 456 с.: ил.

3. Трусковский В.И. Развитие и совершенствование способов и механических схем резки сортового проката / В. И. Трусковский, Р.А. Закиров // Наука и технологии. Избр. тр. Российской школы. Серия «Технологии и машины обработки давлением». – М.: РАН, 2005. – С. 129–133.

4. Трусковский В.И. Ножницы для резки сортового проката и толстостенных труб / В. И. Трусковский, В.Г. Шеркунов // Металлург. 2012. – № 11. – С. 63–66.

5. Численная методика расчета энергосиловых параметров процесса горячей поперечной резки непрерывнолитых сортовых заготовок / А. В. Сатонин, С. М. Стриченко, А. В. Завгородний, А. А. Житлова // Обработка материалов давлением : сб. науч. тр. – Краматорск ДГМА, 2011. – № 2 (27). – С. 43–47.

6. Боровик П.В. Новые подходы к математическому моделированию технологических процессов обработки давлением: монография / П. В. Боровик, Д. А. Усатюк. – Алчевск : ДонДТУ, 2011. – 299 с.

7. Боровик П. В. Выбор метода расчета механических свойств при моделировании процесса горячей резки на ножницах / П. В. Боровик // Актуальные вопросы современной техники и технологии : Сб. докладов IX-й Международной научной конференции (г. Липецк, 27 октября 2012 г.). / Отв. ред. А.В. Горбенко. – Липецк: Изд. центр «Гравис», 2012. – С. 45-52.

Рекомендована к печати к.т.н., проф. Ульяницким В. Н.

Статья поступила в редакцию 24.10.13

к.т.н. Боровік П. В. (*ДДМА, м. Краматорськ, Україна, borovikpv@mail.ru*),
Петров П. А. *(ДонДТУ, м. Алчевськ, Україна, **pavelpetrov@list.ru**)*

3D МОДЕЛЬ ПРОЦЕСУ ПОПЕРЕЧНОГО РОЗДІЛЕННЯ НА НОЖНИЦАХ НЕПЕРЕРВНОЛИТИХ СОРТОВИХ ЗАГОТОВОК

Розроблена тривимірна математична модель процесу гарячого поділу на ножицях неперервнолитих сортових заготовок, яка дозволяє враховувати геометрію ріжучого інструменту. Результати моделювання, добре узгоджуються з експериментальними даними. Модель дозволяє розширити уявлення про процес різання і підвищити точність розрахунку енергосилових параметрів.

***Ключові слова**: математична модель, ножиці, сортова заготовка.*

Borovik P. V. (*DSEA, Kramatorsk, Ukraine, borovikpv@mail.ru*), **Petrov P. A.** *(DonSTU, Alchevsk, Ukraine, **pavelpetrov@list.ru**)*

3D MODEL OF CUTTING TO LENGTH SEPARATION ON SHEARS CONTINUOUS SECTION BILLET

3D mathematical model of hot separation process with the shears of continuous casting billets has been developed. The model allows considering geometry of the cutting tool. The results of simulation and experimental data have well coinciding. The model allows to expand concept of cutting process and to increase the accuracy of calculation of power output parameters.

***Keywords**: mathematical model, shears, section billet.*

УДК 621.03.539.(031)

к.т.н. Ершов В. М.,
Русанова Н. В.
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)

ВЛИЯНИЕ ЭЛЕКТРОИСКРОВОГО ЛЕГИРОВАНИЯ НА СТРУКТУРУ ТВЕРДЫХ СПЛАВОВ

Приведены результаты рентгеновского фазового анализа поверхностного слоя пластин двух- и трехфазных твердых сплавов после электроискрового легирования углеродом, вольфрамом и титаном. Выявлены новые карбидные и нитридные фазы в структурном составе легированной поверхности пластин.

***Ключевые слова**: твердый сплав, рентгеновский фазовый анализ, карбиды, нитриды, электроискровое легирование.*

Известно [1-3], что для повышения эксплуатационных характеристик инструмента из твердых сплавов, на его рабочей поверхности создают твердые износостойкие покрытия, В качестве материалов для покрытий чаще всего используют карбиды и нитриды тугоплавких металлов, т.е. соединений, придающих рабочей поверхности инструмента очень высокую твердость (2500 – 2800 HV) и, следовательно, повышающих износостойкость инструмента. Практика применения вышеназванных соединений показала, что при их использовании, ресурс работы твердосплавного инструмента возрастает в 2 – 5 раз.

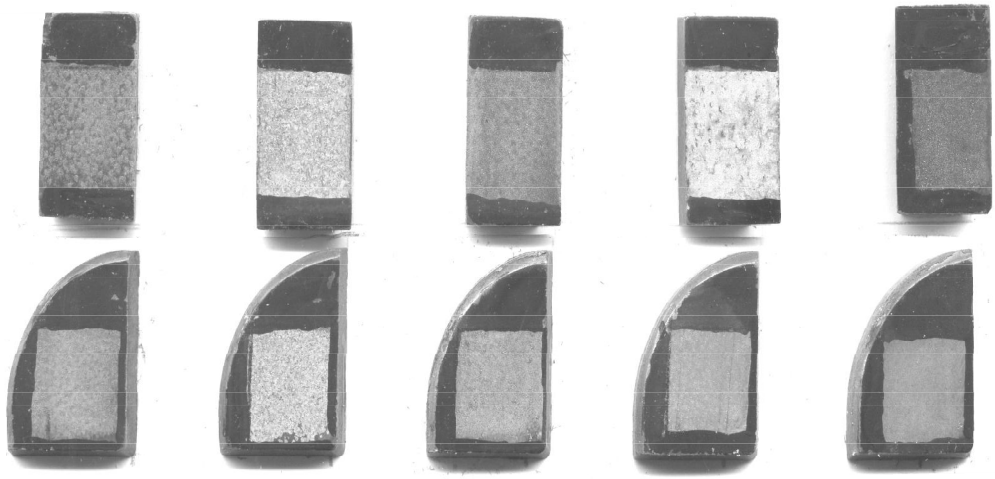
Существенным недостатком технологий получения вышеназванных покрытий (КИБ, ГТ, ДТ, РЭП и другие [3]) является то, что они используются, в основном, для неперетачиваемых пластин твердых сплавов, что существенно ограничивает область их применения. В тоже время существует метод получения износостойких покрытий на изделиях с помощью электроискрового легирования (далее ЭИЛ) [4], метод, который лишен вышеназванного недостатка, т.к. он позволяет наносить покрытия на любом этапе подготовки и эксплуатации инструмента. Метод ЭИЛ был использован нами ранее для поверхностного упрочнения конструкционных и инструментальных сталей [5,6]

Целью настоящей работы является исследование изменений в фазовом составе поверхности пластин некоторых твердых сплавов при нанесении покрытий методом электроискрового легирования.

Для исследования были выбраны спеченные пластины двух промышленных сплавов: один – ВК6 (двухфазный – WC + Co), а другой – Т15К6 (трехфазный –WC + TiC + Co).

Пластины сплавов перед искровым легированием подвергали алмазной шлифовке, промывке ацетоном, после чего производили ЭИЛ различными материалами (вольфрамом, титаном и графитом) на экспериментальной установке конструкции автора, как и в наших ранних работах [5,6]. Параметры работы установки чистового легирования составляли: U_p= 50В, С=600 мкФ, I = 3-5А, R = 16 Ом. Скорость нанесения покрытия 5 мин/см^2. Учитывая необходимость создания на поверхности пластин слоя карбидной или нитридной фаз, искровое легирования выполняли в два этапа: в первую очередь на поверхность пластин наносился чистый метал (W, Ti), а затем, на втором этапе производили науглероживание ранее нанесенного слоя графитом.

После искрового легирования пластин, производился визуальный контроль их поверхности. На рисунке 1 приведены фотографии пластин после ЭИЛ С, W, Ti.



а б в г д

Рисунок 1 – Внешний вид пластин твердого сплава ВК6 (верхний ряд) и Т15К6 (нижний ряд) после электроискрового легирования графитом (а), вольфрамом (б), вольфрамом с науглероживанием (в), титаном (г) и титаном с науглероживанием (д)

Как видно из данных рисунка 1, пластины, прошедшие искровое легирование углеродом, вольфрамом и титаном, обладают гладкой ровной поверхностью, без заметных грубых налипаний материала анода.

Далее, для оценки структурного состава поверхности легированных пластин, производили рентгеновский фазовый анализ, для чего пластины рентгенографировали на дифрактометре ДРОН -1,5 в фильтрованном железном излучении трубки БСВ10. Для повышения чувствительности метода и оптимизации фокусировки рентгеновских лучей, использовали режим максимальной светосилы источника излучения с применением щелей Соллера. При этом, на ленте электронного потенциометра регистрировали дифракционные линии фаз в интервале углов отражения - 2υ от 30 до 100^0, т.е в области наиболее интенсивных аналитических линий фаз [7]. Индицирование дифрактограмм легированных пластин выполняли по общепринятой методике с использованием известных справочных данных [7]. При этом, присутствие той или иной фазы считалось доказанным, если регистрировались по крайней мере две наиболее интенсивные ее дифракционные линии, приведенные в ранее указанном справочнике Л.И. Миркина. Изменение интенсивности линий фазы после ЭИЛ расценивалось как увеличение или уменьшение количества этой фазы.

Анализ дифрактограмм с пластин, легированных электроискровым методом, показал, что фазовый состав поверхностных слоев твердых сплавов при ЭИЛ претерпел значительные изменения.

Легирование углеродом. На рисунке 2 приведены фрагменты индицированных дифрактограмм с пластин исследуемых сплавов до и после электроискровой обработки их графитовым электродом. Дифрактограммы с пластин двухфазного сплава ВК6 (WC + Co) до нанесения покрытия (рисунок 2 – 1) показал наличие только интенсивных линий карбида WC, а отражений от кристаллов кобальтовой связки не фиксируется. Это объясняется тем, что зерна связки имеют очень крупные размеры [1,2], достигающие в поперечник 0.5 – 1 мм и в облучаемом объеме их очень мало. Искровое легирование пластин сплава ВК6 графитом привело к появлению в поверхностном слое, кроме основного карбида WC, двойного η – карбида типа Co_3W_3C и карбида W_2C (рисунок 2 – 2).

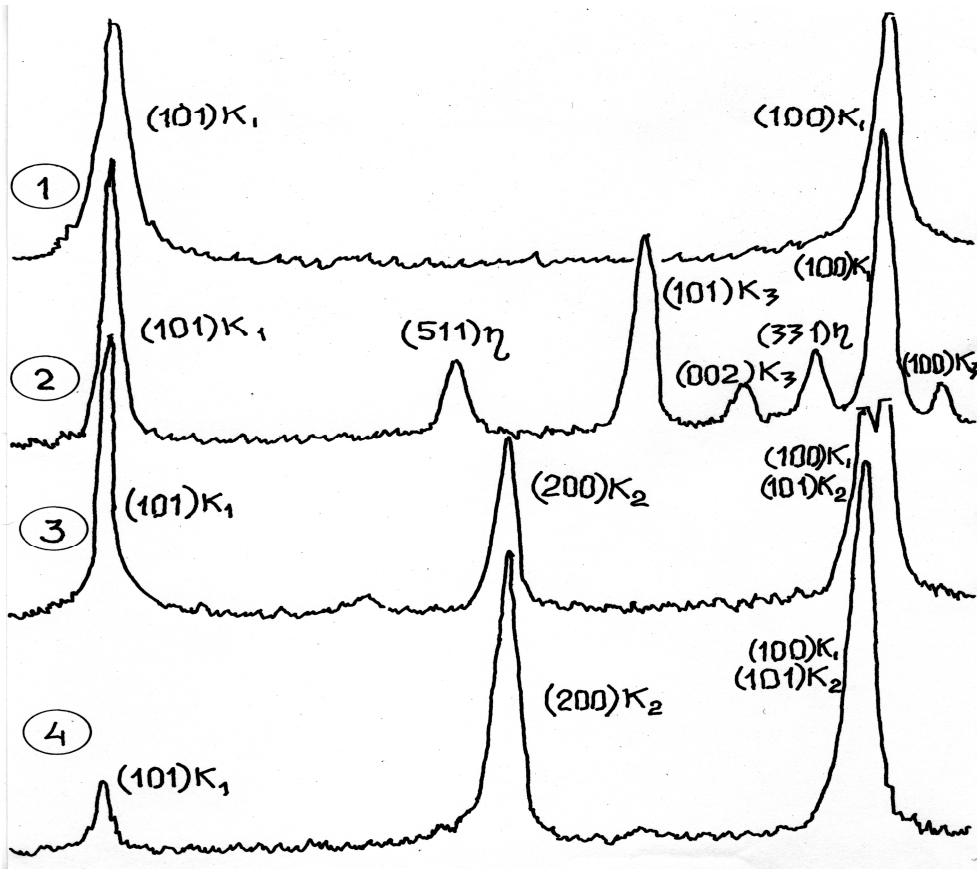


Рисунок 2 – Фрагменты дифрактограмм с пластин твердого сплава ВК6 в исходном состоянии (1) и после искрового легирования углеродом (2); пластин сплава Т15К6 в исходном состоянии (3) и после искрового легирования графитом (4).
Обозначения фаз: K_1- карбид WC; K_2- карбид (Ti,.W)C; K_3 – карбид W_2C; η – карбид Co_3W_3

Вроятно, ионы углерода, летящие с большой скоростью от анода к катоду, бомбардируют разогретую поверхность пластины сплава, частично испаряют кобальтовую связку, а та, в свою очередь, вступает во взаимодействие с карбидом вольфрама и образует двойной η – карбид. Кроме того, те же ионы углерода, при бомбардировке поверхности пластины, вызывают в структуре сплава диссоциацию монокарбида вольфрама и после завершения разряда, в условиях быстрого охлаждения, образуют богатый вольфрамом карбид W_2C.

Иная ситуация складывается в случае науглероживания трехфазного твердого сплава Т15К6 (WC + TiC + Co). Сопоставление дифрактограмм с пластин исходного состояния сплава (рисунок 2 – 3) и с пластин, прошедших ЭИЛ графитом (рисунок 2 – 4), показало, что новой фазы в структуре поверхностного слоя, как в сплаве ВК6, не образовалось, только значительно возросла интенсивность дифракционных линий твердого раствора на основе карбида титана (Ti.W)C, а линии монокарбида вольфрама существенно ослабли. То есть титан воспрепятствовал образованию новых карбидов в структуре поверхностного слоя пластин трехфазного сплава.

Легирование пластин сплава ВК6. На рисунке 3 приведены дифрактограммы сплава ВК6 до и после электроискровой обработки электродами из вольфрама, титана и графита.

Из анализа дифрактограмм, приведенных на рисунке 3 следует, что легирование поверхности пластин вольфрамом привело к образованию фаз аналогичных легированию углеродом (рисунок 2 – 2), т.е к образованию. карбидов W_2C и Co_3W_3C. е

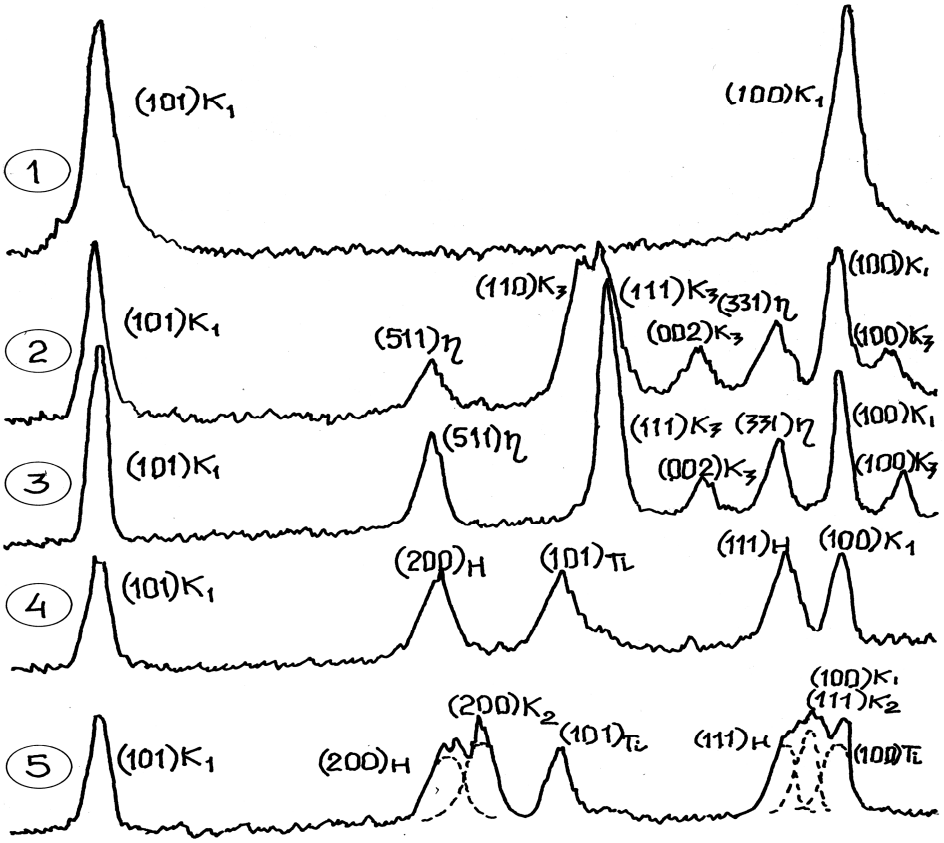


Рисунок 3 – Фрагменты дифрактграмм с пластин твердого сплава ВК6 в исходном состоянии (1) и после искрового легировании вольфрамом (2), волфрамом, с последующим науглероживанием (3), титаном (4) и титаном, с последующим науглероживанием (5).
Обозначение фаз: K_1 – карбид WC; K_2 – карбид (Ti.W)C; η – карбид Co_3W_3C;
K_3 – карбид W_2C; H - нитрид титана TiN.

Отсюда следует, что ионы вольфрама, бомбардирующие поверхность пластины сплава ВК6, вызывают диссоциацию монокарбида и вольфрама, что при охлаждении объема, нагретого в результате разряда, приводит образования двух новых карбидов

Когда пластины сплава ВК6, прошедшие ЭИЛ вольфрамом, подвергли науглероживанию электроискровой обработкой графитом, то, как видно из дифрактограмм рисунка 3 – 3, изменений в фазовом составе сплава не произошло, т.е. он остался тем же, что и был после вольфрамирования (рисунок 3 – 2).

Электроискровое легирование двухфазного сплава ВК6 титаном, как видно на дифрактграмме рисунка 3 – 4, привело к образованию в поверхностном слое нитрида титана TiN с небольшим количеством однофазного ГП - титана. При науглероживании пластин сплава, прошедших ЭИЛ титаном, вызвало образование карбида на основе титана (TiW)C при сохранении тех фаз, что образовались при ЭИЛ титаном на начальном этапе обработки (рисунок 3 –5).

Легирование пластин сплава Т15К6. На рисунке 4 приведены дифрактограммы сплава Т15К6 до и после ЭИЛ вольфрамом и титаном с последующим науглероживанием.

Дифрактограмма исходного состояния сплава подтвердила, что сплав имеет трехфазное состояние, хотя дифракционных линий кобальтовой связки на ленте не обнаружено, зато дифракционные линии монокарбида вольфрама WC и карбида на основе титана (TiW)C, имеют большую интенсивность (рисунок 4 – 1).

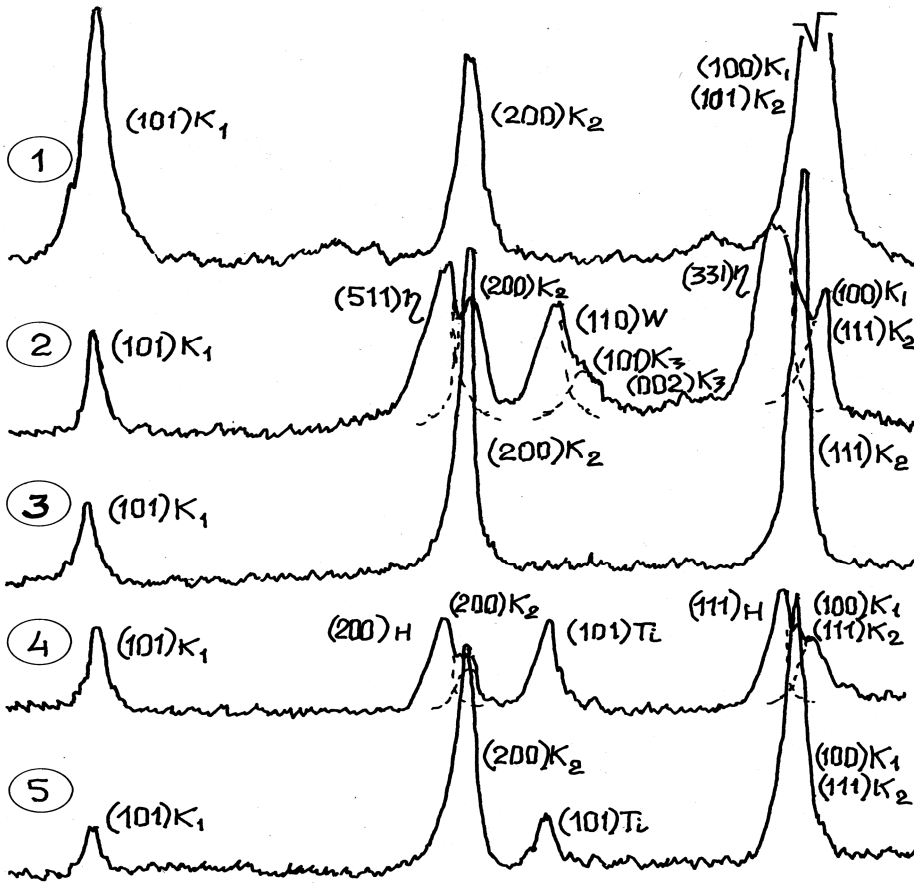


Рисунок 4 – Фрагменты дифрактограмм с пластин твердого сплава Т15К6 в исходном состоянии (1) и после искрового легирования вольфрамом (2), вольфрамом, с последующим науглероживанием (3), титаном (4), титаном, с последующим искровым науглероживанием (5). Обозначение фаз по данным рисунка 3.

Искровое легирование сплава вольфрамом существенно изменило фазовый состав поверхностного слоя (рисунок 4 – 2).

Это относится прежде всего к появлению дополнительных дифракционных линий η – фазы (Co_3W_3C.), линий чистого вольфрама и слабых линий карбида W_2C. Вероятно, бомбардировка поверхности пластины ионами вольфрама, как и у сплава ВК6, привела к диссоциации монокарбида - WC и титана -TiC, что при охлаждении вызвало образование вышеназванных фаз.

Когда вольфрамированную пластину подвергли ЭИЛ графитом, то дифракционные линии всех дополнительных фаз (η – фазы (Co_3W_3C.), чистого W и карбида W_2C), исчезли (рисунок 3). Таким образом, фазовый состав науглероженных пластин вернулся и исходному структурному состоянию сплава, т.е. состоящему из двух карбидов: WC и (TiW)C. Только количество карбида титана в структуре существенно возросло, а монокарбида вольфрама – уменьшилось.

Как видно из дифрактограмм рисунка 4 – 3, легирование поверхности пластин сплава Т15К6 титаном, привело к появлению в структуре нитрида титана TiN, который, надо полагать, образовался во время движения ионов титана в воздушном зазоре между анодом и катодом. Кроме того, на поверхности пластин зарегистрировано небольшое количество объемов чистого титана, также, как и у сплава ВК6 (рисунок 3 – 4). Науглероживание титанированных пластин сплава, привело к исчезновению нитрида титана и сохранению

в структуре небольшого количества чистого титана (рисунок 4 – 5). При этом отмечается значительное возрастание интенсивности линий карбида титана при заметном ослаблении линий монокарбида вольфрама, что свидетельствует об образовании на поверхности пластин своеобразной «корки» из твердого карбида титана.

Все вышеприведенные экспериментальные данные свидетельствуют о том, что задача создания на поверхности пластин твердых сплавов покрытия из карбидов вольфрама и титана, может быть решена электроискровым методом, путем последовательной обработки тугоплавким металлом с последующим науглероживанием.

Библиографический список

1. Третьяков В.И. Основы металловедения и технологии производства спеченных твердых сплавов / В.И.Третьяков. – М. : Металлургия, 1976. – 528 с.

2. Креймер Г.С. Прочность твердых сплавов / Г.С.Креймер.– М.: Металлургия, 1966. – 200 с.

3. Верещака А.С. Режущие инструменты с износостойкими покрытиями / А.С.Верещака, И.П.Третьяков. – М.: Машиностроение, 1986. – 192 с.

4. Верхотуров А.А. Технология электроискрового легирования металлических поверхностей / А.А.Верхотуров, И.М.Муха. – К.: Техника, 1982. - 192 с.

5. Ершов В.М. Карбидообразование металлов при электроискровом науглероживании / В.М. Ершов // Сборник научных трудов сотрудников ДонГТУ. – Алчевск: ДонГТУ. – 2007. – Вып. 24. – С. 212-217.

6. Ершов В.М. Цементация стальной поверхности при электроискровой обработке графитом / В.М. Ершов // Сборник научных трудов сотрудников ДонГТУ. – Алчевск: ДонГТУ. – 2011. – Вып. 31 – С. 219 – 225.

7. Миркин Л.И. Рентгеноструктурный контроль машиностроительных материалов. Справочник / Л.И. Миркин. – М.: Машиностроение, 1979. – 134 с.

Рекомендовано к печати д.т.н., проф. Петрушовым С. Н.

Статья поступила в редакцию 20.09.13.

к.т.н. Ершов В. М., Русанова Н. В. *(ДонДТУ, м Алчевськ, Укваіна)*

ВПЛИВ ЕЛЕКТРОІСКРОВОГО ЛЕГУВАННЯ НА СТРУКТУРУ ТВЕРДИХ СПЛАВІВ

Приведені результати рентгенівського фазового аналізу поверхневого шару пластин дво- і трифазних твердих сплавів після електроіскрового легування вуглецем, вольфрамом і титаном. Виявлені нові карбідні і нітридні фази в структурному складі легованої поверхні пластин.

Ключові слова*: твердий сплав, рентгенівський фазовий аналіз, карбіди, нітрид, електроіскрове легування.*

Ershov V. M., Rusanova N. V. (*DonSTU, ,Alchevsk, Ukraine*)

INFLUENCE OF THE ELECTRIC-SPARK ALLOYING ON THE STRUCTURE OF CARBOLOIES

Results over of x-ray photography phase analysis of an external layer of plastins of two- and three-phase carboloies are brought after the alloying a carbon, the electric-spark tungsten and titan. Found out new carbidic and nitrid phases in structural composition of the alloyed surface of plastins.

Keywords: *hard alloy, x-ray phase analysis, carbides, nitride, electric–alloying.*

УДК 622.788.3

Дорогой Е. В.
(ДонГТУ, г.Алчевск, Украина,
evgeniy.dorogoy@gmail.com)

СОВРЕМЕННОЕ СОСТОЯНИЕ ВОПРОСА ОКОМКОВАНИЯ АГЛОМЕРАЦИНОЙ ШИХТЫ, СОДЕРЖАЩЕЙ БОЛЬШОЕ КОЛИЧЕСТВО ТОНКОИЗМЕЛЬЧЕННЫХ МАТЕРИАЛОВ. СООБЩЕНИЕ 2: МЕХАНИЗМ ОБРАЗОВАНИЯ, РОСТА И РАЗРУШЕНИЯ ГРАНУЛ ПРИ ОКОМКОВАНИИ

В статье рассмотрена современная теория образования зародышей из тонкоизмельченных материалов, их рост и разрушение в процессе мокрого гранулирования на движущейся поверхности. Показана важность этих процессов в условиях недостатка центров окомкования, который наблюдается при окомковании агломерационной шихты, содержащей большое количество тонкнизмельченных материалов. Приведены выводы и направления дальнейших исследований.

Ключевые слова: *окомкование, зародышеобразование, рост гранул, разрушение гранул, тонкоизмельченные материалы.*

Проблема и ее связь с научными и практическими задачами. Изучение процесса мокрого гранулирования (окомкования) дисперсных материалов на движущейся поверхности, к которому относится окомкование агломерационной шихты, базируется на закономерностях, полученных эмпирическим путем [1]. Несмотря на то, что окомкование является предметом исследования отечественных и зарубежных ученых на протяжении более чем 50-ти лет, в настоящее время не существует четко оформленной теории образования, роста и разрушения гранул.

Этим обусловлено зачастую низкое качество получаемого продукта, трудности, а иногда и полная невозможность масштабирования результатов лабораторных исследований на промышленные установки. В свою очередь, при изменении шихтовых условий или требований к конечному продукту (гранулам) для отработки технологии окомкования используется дорогостоящее лабораторное и полупромышленное оборудование, увеличиваются финансовые и временные затраты на ввод новой технологии в эксплуатацию [2].

Понимание и строгое математическое описание трех важнейших явлений, происходящих при окомковании (образование, рост и разрушение гранул) является необходимым условием для ведения эффективного процесса окомкования, характеризующегося высоким качеством получаемого гранулята и низкими затратами на процесс, разработки новых технологий, оборудования и оперативного управления технологическим процессом окомкования.

Экономия материальных, финансовых и временных ресурсов, которая становится возможной при условии строгого научного подхода к созданию и использованию технологий окомкования, является важной частью многих государственных программ развития металлургической отрасли Украины [3; 4].

Постановка задачи. Данная работа является второй из цикла статей, посвященных современному состоянию вопроса окомкования агломерационной шихты, содержащей большое количество тонкоизмельченных материалов.

Задачей данной работы является анализ современной теории образования, роста и разрушения гранул в ходе процесса мокрого гранулирования дисперсных материалов на движущейся поверхности (применительно к окомкованию агломерационной шихты) с целью обоснования необходимости в дальнейших исследованиях процесса и разработки новых технологий

окомкования, обеспечивающих наперед заданные свойства получаемых гранул.

Изложение материала и его результаты. Ход процесса окомкования зависит от нескольких составляющих: свойств окомковываемого материала (смачиваемость, крупность), связующего вещества (поверхностное натяжение, вязкость) и технологических параметров процесса (тип окомкователя и параметры его работы) [2; 5]. Эффективное окомкование возможно лишь при организации таких условий, когда потенциальная склонность шихты окомковываться реализуется путем выбора технологических параметров процесса, обеспечивающих эффективное образование, рост и удаление гранул из окомкователя.

Ключевыми стадиями (рисунок 1), определяющими все вышеперечисленные составляющие при окомковании тонкоизмельченных материалов, являются [2; 5; 6]:

– увлажнение и зародышеобразование, когда жидкое связующее попадает на слой сыпучего материала, проникает в него и образует зародыш гранулы;

– уплотнение и рост, когда зародыши вступают во взаимодействие между собой, с сухим материалом и стенками окомкователя;

– истирание и разрушение, когда гранулы разрушаются в процессе окомкования в результате взаимодействия с другими гранулами и стенками окомкователя.

Стоит отметить, что гранулообразование по такой схеме происходит в случае недостатка центров окомкования, т.е. в случае окомкования агломерационной шихты, содержащей большое количество тонкоизмельченных материалов. При окомковании грубозернистой шихты присутствует определенное количество гранул, зародыши которых образованы из тонкоизмельченных материалов, но в основном в качестве зародышей выступают кусочки руды, возврата, известняка и пр.

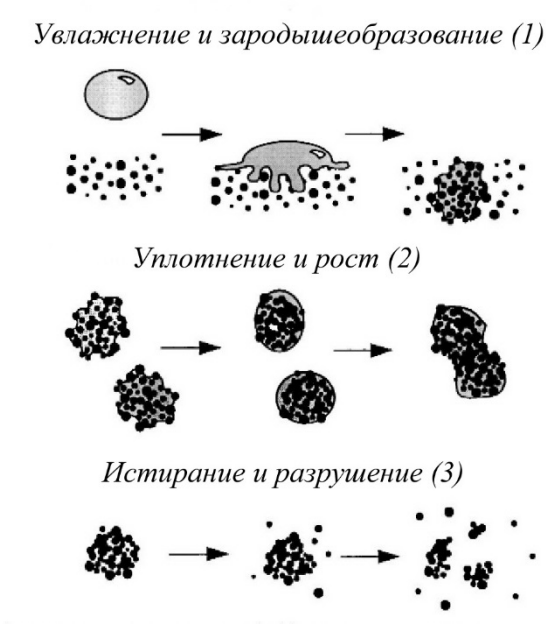


Рисунок 1 – Ключевые стадии гранулообразования при окомковании тонкоизмельченных материалов

Стадия увлажнения и зородышеобразования является важным этапом в процессе гранулообразования и заключается в подаче жидкого связующего на слой сыпучего материала, проникновении связующего в слой с образованием зародыша [7]. Данная стадия проходит в зоне увлажнения, а размер конечной гранулы окомкованной шихты зависит от характера ее протекания. На образование зародыша сильное влияние оказывают термодинамические и кинетические показатели процесса увлажнения, а эффективность взаимодействия связующего и сыпучего материала определяется технологическими параметрами процесса.

Термодинамика процесса увлажнения в данном случае характеризуется двумя величинами: краевым углом смачивания и коэффициентом растекания. Многочисленными исследованиями установлено [2; 5], что с увеличением величины краевого угла смачивания (т.е. с ухудшением смачиваемости сыпучего материала) средний диаметр образующихся зародышей уменьшается. Увлажнение и зародышеобразование может быть описано с исполь-

зованием величины свободной энергии поверхности. Коэффициент растекания λ является мерой измерения способности связующего (жидкая фаза) и сыпучего материала (твердая фаза) распространятся по поверхности друг друга, и зависит от работы сил адгезии и когезии. Уравнения работы когезии для сыпучего материала (1), работы когезии для связующего (2) и работы адгезии на границе «связующее-сыпучий материал» (3а и 3б) приведены ниже [2]

$$W_{KT} = 2\gamma_{TG}, \quad (1)$$

$$W_{KЖ} = 2\gamma_{ЖГ}, \quad (2)$$

$$W_A = \gamma_{TG} + \gamma_{ЖГ} - \gamma_{TЖ}, \quad (3а)$$

$$W_A = \gamma_{ЖГ}\left(\cos\theta + 1\right), \quad (3б)$$

где W_{KT} – работы когезии для сыпучего материала;

$W_{KЖ}$ – работы когезии для связующего;

W_A – работы адгезии на границе «связующее-сыпучий материал» ;

γ – свободная энергия системы;

θ – краевой угол смачивания системы «связующее-сыпучий материал»;

Т, Ж и Г – индексы, обозначающие твердую, жидкую и газообразную фазы соответственно.

Уравнение 3б получено на основе уравнения Юнга-Дюпре и справедливо для случая, когда $\theta > 0^0$.

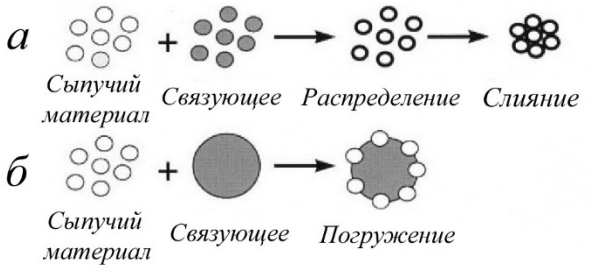
Коэффициент растекания λ для каждой фазы расчитывается с помощью следующих уравнений [2]

$$\lambda_{ЖT} = W_A - W_{KЖ}, \quad (4)$$

$$\lambda_{TЖ} = W_A - W_{KT}. \quad (5)$$

В случае, когда $\lambda_{ЖT}$ принимает положительное значение, связующее образует пленку на поверхности частиц сыпучего материала, а между большинством контактирующих частиц образуются мостики из жидкости, что способствует образованию прочных, плотных гранул. В случае, когда положительным является $\lambda_{TЖ}$, происходит образование непрочных и пористых зародышей, обусловленное затруднением проникновения связующего в слой и образованием пленки на поверхности частиц сыпучего материала. Методы определения краевого угла смачивания, работы адгезии и когезии известны и широко используются [8].

После начала увлажнения связующее проникает сквозь поры в сыпучем материале, а его излишек выдавливается на поверхность гранул по мере их роста. Отношение размера капли связующего к частице сыпучего материала влияет на механизм зародышеобразования [9]. Если частица материала больше, чем капля (рисунок 2а), то происходит *распределение* капель по поверхности частиц с объединением последних. Если капля связующего больше, чем частица материала (рисунок 2б), то происходит *погружение* частиц в каплю.

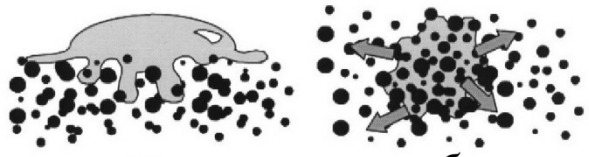


а – частица материала больше капли связующего;
б – частица материала меньше капли связующего;

Рисунок 2 – Механизм образования зародышей в зависимости от отношения размера капли связующего к размеру частицы сыпучего материала

Кинетика образования зародышей зависит от размеров капель связующего и частиц сыпучего материала. Схема образования зародыша приведена на рисунке 3.

При окомковании тонкоизмельченной агломерационной шихты капли связующего, как правило, больше, чем частицы сыпучего материала.



а – начальный период проникновения капли в слой;
б – распространение связующего внутри слоя сыпучего материала

Рисунок 3 – Схема образования зародыша при попадании капли связующего на слой дисперсного материала.

Время проникновения капли в слой сыпучего материала расчитывается по формуле [10]:

$$\tau_{прон.} = \frac{2V_0^2}{\pi^2 \varepsilon^2 r_к^4 R_{пор}} \cdot \frac{\mu}{\gamma_Ж \cos\theta}, \qquad (6)$$

где V_0 – полный объем капли;

$r_к$ – радиус капли;

ε – пористость слоя сыпучего материала;

$\gamma_Ж$ – поверхностное натяжение жидкости;

μ – вязкость жидкости;

θ – краевой угол смачивания;

$R_{пор}$ – эффективный радиус пор.

Большое влияние на процесс зародышеобразования оказывает характер ввода связующего в слой сыпучего материала. Постоянный во времени характер ввода позволяет получать зародыши одинакового размера. В практике агломерационного производства используются два способа ввода связующего в слой материала [10]: струйный и капельный. Существует три технологических параметра, характеризующих характер ввода связующего: размер капли, расход связующего и размер зоны увлажнения.

При струйном вводе наблюдается образование крупных, переувлажненных гранул, в то время как при капельном гранулометрический состав образовавшихся зародышей сдвигается в сторону более мелких фракций. Зависимость размера зародыша от размера капли связующего имеет вид [11]:

$$d_з = d_к^n, \qquad (7)$$

где $d_з$ – диаметр зародыша;

$d_к$ – диаметр капли;

n – коэффициент корреляции.

Для хорошо комкующихся сыпучих материалов n = 0,8-0,9. С ростом расхода связующего средний размер зародышей увеличивается, что подтверждается результатами работы [11]. С ростом расстояние между увлажняющим устройством и поверхностью материала увеличивается зона увлажнения. Это уменьшает вероятность слипания капель связующего на пути к поверхности материала, увеличивает однородность гранулометрического состава образующихся зародышей.

Очень важное значение имеет количество материала, проходящее через зону увлажнения в определенный промежуток времени. Так, увеличение этого параметра приводит к уменьшению среднего размера образующихся зародышей.

Количественно интенсивность увлажнения можно оценить с помощью следующего уравнения [12]

$$\Psi = \frac{3V}{2Ad_к}, \qquad (8)$$

где Ψ – интенсивность увлажнения;

V – объемный расход связующего;

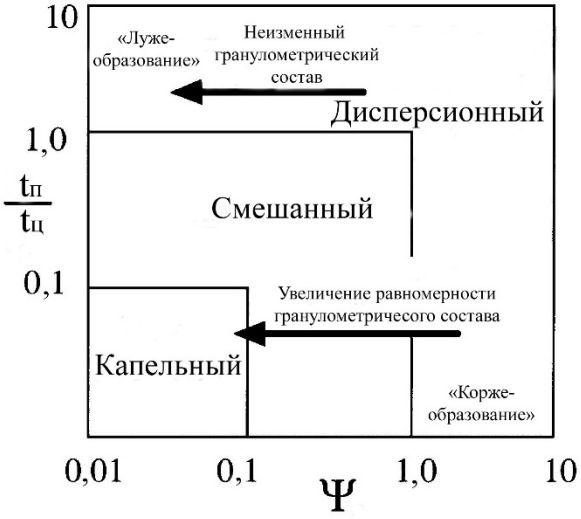
$d_к$ – диаметр капли;

A – площадь зоны увлажнения.

Высокое значение Ψ указывает на то, что связующее подается слишком быстро, в результате чего происходит слипание капель на поверхности материала, гранулометрический состав зародышей становится непредсказуем. Низкое значение данного параметра говорит о рациональном распределении капель связующего по поверхности материала, когда каждая капля ложится на поверхность отдельно, а образовавшиеся зародыши удаляются из зоны увлажнения быстрее, чем переувлажняются следующей каплей. Другими сло-

вами, при низком значении Ψ одна капля образует один зародыш, что облегчает управление процессом зародышеобразования [12].

Зародышеобразование (рисунок 4) зависит как от поведения отдельной капли на поверхности сыпучего материала (например, время проникновения зависит от краевого угла смачивания и других свойств сыпучего материала), так и от взаимодействия капель между собой (например, изменение характеристик зоны увлажнения путем управления подачей связующего) [13].



t_n – время проникновения капли в слой;

$t_ц$ – время перемешивания слоя;

Ψ – интенсивность увлажнения;

Рисунок 4 – Карта режимов зародышеоразования

В зависимости от того, какой из этих механизмов преобладает, зародышеобразование идет по одному из трех режимов [14]: капельному, дисперсионному и смешанному. В капельном режиме размер образовавшегося зародыша зависит преимущественно от размеров капли связующего, а одна капля образует один зародыш. Этот режим реализуется при соблюдении двух условий: быстрое движение материала через зону увлажнения, предотвращающее слипание капель связующего («коржеобразование») и полное проникновение капли в слой с образованием зародыша до того, как произойдет перемещение слоя и взаимодействие с другими частично впитавшимися каплями. В случае, когда связующее плохо проникает в слой (обладает высокой вязкостью или плохо смачивает поверхность) на его поверхности образуется «лужа», и процесс гранулообразования становится независим от свойств капли и переходит в дисперсионный режим. Зародышеобразование при этом зависит от механического перемешивания слоя.

Смешанный режим сочетает в себе признаки капельного и дисперсионного, и является наиболее трудноуправляемым.

Стадия роста гранул является следующей после стадии зародышеобразования. Процесс роста гранулы, характеризующийся слипанием нескольких зародышей называется *коалесценцией*, в то время как накатывание тонкоизмельченного материала на зародыш называется *наслаиванием.* Рост гранул начинается практически одновременно с зародышеобразованием и заканчивается с прекращением подачи связующего или его выхода на поверхность из центра гранулы [15]. Рост гранул зависит от многих параметров процесса окомкования, в первую очередь от механических свойств зародышей и наличия связующего на их поверхности. В процессе окомкования механические свойства зародышей изменяются, что связанно с изменением количества жидкости в поровом пространстве, оказывая значительное влияние на рост гранул.

Гранула окововывамой шихты может находится в нескольких состояниях насыщения жидкостью [16; 17] (рисунок 5): *маятниковом, канатном, капиллярном, капельном, псевдокапельном.* В процессе окомкования гранула может проходить все стадии насыщения от маятникового до капельного.

Прочность влажной гранулы определяется двумя составляющими: прочностью жидкостных мостиков и силами межчастичного трения.

Рисунок 5 – Различные стадии насыщения пор жидкостью

Жидкостные мостики обеспечивают существование сил как статической, так и динамической прочности. Статическую прочность обеспечивают силы капиллярного всасывания и силы поверхностного натяжения жидкости. Сила капиллярного всасывания $\Delta P_{кап}$ описывается уравнением Лапласа-Юнга

$$\Delta P_{кап} = \frac{2\gamma_{ж}}{r} = \gamma_{ж}\left(\frac{1}{r_1} - \frac{1}{r_2}\right), \qquad (9)$$

где $\gamma_{ж}$ – поверхностное натяжение жидкости;

r_1 и r_2 – радиусы кривизны поверхности мениска.

В настоящее время существует несколько мнений [18; 19] о том, в каком месте необходимо измерять силу поверхностного натяжения и силу капиллярного всасывания (рисунок 6): в середине «моста» (метод «горловины») или по линии контакта с одной из сфер (граничный метод).

$$F_{горл.} = \pi\Delta \mathrm{P} r_2^2 + 2\pi r_2 \gamma_{ж}, \qquad (10)$$

$$F_{гран.} = \pi\Delta \mathrm{P}\, a^2 \sin^2\phi + \\ +2\pi a \sin(\phi)\sin(\theta+\phi), \qquad (11)$$

Численное решение уравнения Лапласа-Юнга для случая, когда $V/a^3 < 0,001$ (где V – объем жидкостного мостика) имеет вид

$$\frac{F}{2\pi a \gamma_{ж}} = \frac{\cos\theta}{1,0 + 2,1\left(\frac{h^2 a}{V}\right) + 10,0\left(\frac{h^2 a}{V}\right)}. \qquad (12)$$

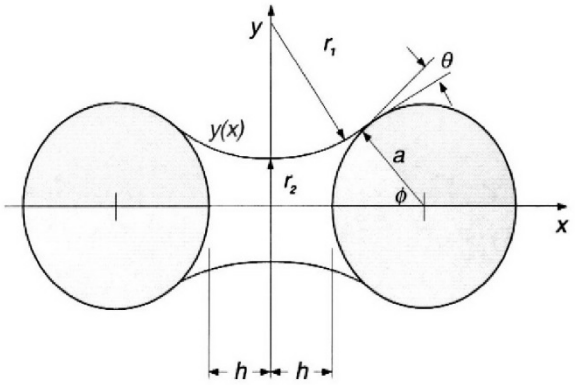


Рисунок 6 – Схема жидкостного мостика между двумя одинаковыми сферами

Нормальная сила, обусловленная наличием жидкостных мостиков, является активатором *сил трения* межу частицами дисперсного материала.

Прочность гранул уменьшается с уменьшением силы поверхностного натяжения связующего. Для гранулы в канатном и капиллярном состоянии предел прочности на разрыв определяется по формуле [20]

$$\sigma_{разр.} = SC\frac{1-\varepsilon}{\varepsilon}\frac{\gamma_{ж}\cos\theta}{d_{г}}, \qquad (13)$$

где S – степень заполнения пор жидкостью;

C – константа (для сферы C = 6);

ε – пористость гранулы;

$d_{г}$ – диаметр гранулы;

$\gamma_{ж}$ – поверхностное натяжение жидкости;

θ – краевой угол смачивания.

В то же время, уравнение не совсем справедливо для гранул из тонкоизмель-

ченного материала [21]: в случае зернистой шихты прочность гранулы растет вплоть до полного заполнения пор жидкостью, в то время как для тонкоизмелченного материала максимальная прочность наблюдается при заполнении пор на 20-30 % от максимально возможного значения, после чего начинает стремительно падать.

Динамическая прочность гранул в маятниковом состоянии $F_Д$ расчитывается по формуле [22]

$$F_Д = \frac{3\pi\mu r_г^2}{2h}\frac{dh}{dt}, \qquad (14)$$

где $r_г$ – радиус гранулы;

$2h$ – расстояние между гранулами.

В течении всего процесса окомкования гранулы подвергаются столкновениям с другими гранулами и элементами окомковательного оборудования. Это приводит к уменьшению их размера и пористости, выходу воздуха и связующего на поверхность гранулы. Пористостью гранулы определяется ее прочность: чем пористость выше, тем прочность ниже.

Вначале пористость гранулы падает довольно быстро, со временем стабилизируясь на определенном уровне [23; 24]. Это явление описывается уравнением

$$\frac{\varepsilon - \varepsilon_{\min}}{\varepsilon_0 - \varepsilon_{\min}} = \exp\left(-kN\right), \qquad (15)$$

где ε – средняя пористость гранул после N оборотов барабана;

ε_0 – начальная средняя пористость шихты;

$\varepsilon_{\min}$ – минимальная пористость при данных условиях окомкования;

k – константа степени укрупнения гранулы.

Связующее оказывает комплексное воздействие на процесс гранулообразования [25]. Так, увеличение количества связующего с низкой вязкостью (например, воды) стимулирует процесс роста гранулы и увеличивает ее прочность. Это связано со «смазывающим» действием жидкости, позволяющим частицам внутри гранулы перестраиваться в более компактные упаковки. Вязкое связующее оказывает противоположное действие на рост гранул. Уменьшение поверхностного натяжения связующего увеличивает возможность слипания зародышей, но, в то же время, прочность таких связок снижается. Начальный размер зародышей также оказывает влияние на рост гранулы. Крупные зародыши слипаются хуже, чем мелкие. При этом пористость гранул из мелких зародышей оказывается ниже, чем из крупных, а жидкость из них выходит медленнее, что замедляет процесс гранулообразования. Увеличение скорости вращения окомкователя также способствует слипанию зародышей, но, в то же время приводит к повышенному их разрушению. Иными словами, все факторы, способствующие повышению степени консолидации гранул увеличивают их прочность. Степень консолидации выражается уравнением [25]

$$\frac{d\varepsilon}{d\tau} \cong -\left\{1 - \frac{\left(1-\varepsilon\right)^3}{\varepsilon K_\varepsilon}\right\}^n, \qquad (16)$$

где ε – пористость гранулы в момент τ;

K_ε – безразмерный показатель степени сжатия гранулы, пропорциональный энергии столкновения и размеру гранулы и обратно пропорциональный силе межчастичного трения и адгезионному натяжению связующего;

n – параметр, описывающие распределение энергии столкновения гранул;

τ – безразмерное время столкновения, пропорциональное частоте столкновений гранул.

Принимая $d\varepsilon/d\tau = 0$ получаем минимальную пористость через бесконечно большой промежуток времени

$$\frac{\varepsilon_{\min}}{\left(1-\varepsilon_{\min}\right)^3} = \frac{1}{K_\varepsilon}. \qquad (17)$$

В настоящее время существует множество моделей, описывающих поведение

гранул при их столкновении [26]. Все они делятся на два класса: учитывающие упругость гранул (класс 1) при столкновении, и не учитывающие таковую (класс 2). Рост гранул зависит как от склонности к деформации при столкновении, так и от наличия связующего в месте контакта гранул. Взаимодействие первого класса [27] возможно в системах, где силы столкновения слишком малы или гранулы слишком прочны (например, конечная стадия окомкования). Рост гранул в этом случае обеспечивается слипанием водных оболочек, окружающих их. В остальных случая присутствует взаимодействие второго класса [28], когда энергия столкновения рассеивается путем деформации оболочек гранул, образуя при этом контактную площадку в месте удара.

Изменение размеров гранул в процессе окомкования обычно представляется как функция от времени. Можно выделить несколько характерных зон гранулообразования [29]:

– зона гранулообразования;

– индуктивная зона (или зона уплотнения);

– зона коалесценции;

– зона медленного роста;

Невозможно провести четких границ между этими зонами, но для качественного хода процесса окомкования они должны быть пространственно разделены.

В процессе окомкования могут реализовываться несколько режимов роста гранул [29]: *стабильный, индуктивный*, *только зародышеобразование, «крошкообразование», переувлажнение.*

Стабильный режим характеризуется линейным увеличением размеров гранул во времени, в то время как индуктивный имеет период запаздывания, в течении которого рост гранул практически отсутствует. Режим роста гранул зависит от двух параметров: степени заполнения пор жидкостью ($S_{\max}$) и величины деформации гранул в процессе столкновения (деформационное число Стокса, $St_{деф}$), которые выражаются следующим образом [29]

$$S_{\max} = \frac{w\rho_m\left(1-\varepsilon_{\min}\right)}{\rho_{ж}\varepsilon_{\min}}, \qquad (18)$$

где w – массовое отношение жидкой и твердой фаз;

ρ_m – плотность твердой фазы;

$\rho_{ж}$ – плотность жидкой фазы;

$\varepsilon_{\min}$ – минимальная пористость гранулы, достигаемая при существующих условиях окомкования.

$$St_{деф} = \frac{\rho_г U_c^2}{2Y_г}, \qquad (19)$$

где U_c^2 – скорость столкновения гранул в окомкователе;

$\rho_г$ и $Y_г$ – плотность и динамический предел текучести гранул.

Режим роста гранул в зависимости от $S_{\max}$ и $St_{деф}$ представлен на рисунке 7.

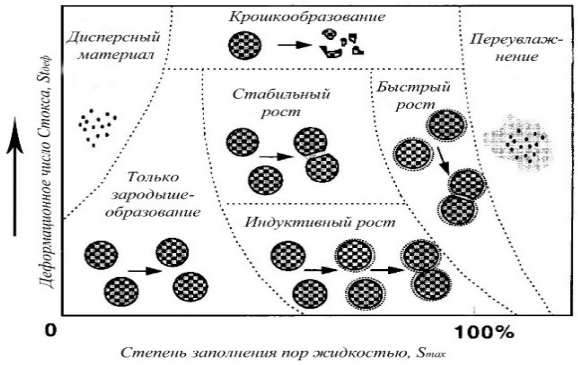


Рисунок 7 – Карта режимов роста гранул

Стадия разрушения гранул всегда сопутствует стадиям зародышеобразования и роста гранул. Различают разрушение влажных гранул в пространстве окомкователя и разрушение сухих гранул в процессе транспортировки и хранения. Из-за своего незначительного развития в устройствах барабанного типа этой стадией пренебрегают. Большинство работ [30], изучающих разрушение гранул, посвящено

изучению этого процесса в высокоскоростных окомкователях.

Выводы и направление дальнейших исследований:

– за последние 10-15 лет исследование процесса мокрого гранулирования мелкодисперсных материалов на движущейся поверхности (к которому относится и окомкование агломерационной шихты,) позволило перейти от качественного описания многих параметров процесса окомкования к количественному;

– при исследовании процесса окомкования и дальнейшем переносе результатов на промышленные установки необходимо учитывать ряд факторов, которым ранее не уделялось должного внимания: термодинамические и кинетически параметры процесса увлажнения, упругопластические свойства гранул и т.д.;

– современная модель увлажнения материала и образования зародышей позволяет с высокой точностью предсказать скорость образования и конечный размер получающихся зародышей;

– ряд моделей процесса укрупнения гранул, основанных на их упругопластических свойствах и степени насыщения порового пространств жидкостью, позволяет предсказать возможность коалесценции зародышей (гранул) в ходе процесса окомкования.

Дальнейшее исследование процесса окомкования должно обеспечить полный переход от качественного к количественному описанию, а также возможность его легкого масштабирования.

Библиографический список

1. Sastry K.V.S. Advances in the modelling and simulation of granulation circuits / Sastry K.V.S. // First international particle technology forum, 7–19 aug. 1994.: abstracts. – Denver, 1994. – P. 155–160.

2. Pietsch W. Size enlargement by agglomeration / Pietsch W. – N.Y.: Wiley-Interscience, 1991. – 541 p.

3. Мищенко И.М. Состояние и основные направления повышения технического уровня агломерационного производства предприятий черной металлургии / И.М. Мищенко // Металлургические процессы и оборудование. – 2005. – № 1. – С. 23–26.

4. Про затвердження Державної програми активізації розвитку економіки на 2013-2014 роки [Електронний ресурс] / Постанова Кабінету міністрів України № 187 від 27 лютого 2013 р. // Режим доступу до ресурсу: www.zakon4.rada.gov.ua/laws/show/187-2013-%D0%BF.

5. Коротич В.И. Агломерация рудных материалов / Коротич В.И., Фролов Ю.А., Бездежский Г.Н. – Екатеринбург: ГОУ ВПО "УГТУ-УПИ", 2003. – 400 с.

6. Tardos G.I. Critical parameters and limiting conditions in binder granulation of fine powders / Tardos G.I., Khan M., Mort P.R. // Powder Technology. – 1997. – № 94. – P. 245–258.

7. Mort P.R. Scale-up of agglomeration processes using transformations / Mort P.R., Tardos G.I. // Kona. – 1999. – № 17. – P. 64–75.

8. Zajic L. The use of surface energy values to predict optimum binder selection for granulations / Zajic L., Buckton G. // International Journal of Pharmaceutics. – 1990. – № 59. – P. 155–164.

9. Schafer T. Melt pelletization in a high shear mixer: IX. Effects of binder particle size / Schafer T., Mathiesen C. // Int. J. Pharm. – 1996. – № 139. – P. 139–148.

10. Iveson S. Nucleation, growth and breakage phenomena in agitated wet granulation processes: a review / Iveson S.M., Litster J.D., Hapgood K. // Powder Technology. – 2001. – № 117. – P. 3–39.

11. Schaafsma S.H. Effects and control of humidity and particle mixing in fluid bed granulation / Schaafsma S.H., Kossen N.W.F., Mos M.T. // AIChE Journal. – 1999. – № 45. – P. 1202–1210.

12. Litster J. Liquid distribution in wet granulation: dimensionless spray flux / Litster J., Hapgood K.P., Michaels J. // Powder Technology. – 2001. – № 114. – P. 29–32.

13. Litster J.D. Predicting and controlling granule properties in granulation processes / Litster J.D., Iveson S., Hapgood K. // World congress on particle technology 3, 7–9 july 1998.: abstracts. – Brighton, 1994. – Paper № 92.

14. Hapgood K. Nucleation regime map for liquid bound granules / Hapgood K., Litster J., Smith R // AIChE Journal. – 2003. – № 49. – P. 350-361.

15. Теоретически основы производства окускованного сырья / [Ковалев Д.А., Ванюкова, Н.Д., Иващенко, В.П. и др.]. – Днепропетровск: ИМА-пресс, 2011 – 476 с.

16. Pietsch W. Agglomeration in industry / Wolfgang Pietsch. – Weinheim: Wiley-VCH Verlag GmbH, 2004. – 826 p.

17. Коротич В.И. Теоретические основы окомкования железорудных материалов / Коротич В.И. // М. : Металлургия, 1966. – 151 с.

18. Hotta K. The capillary binding force of a liquid bridge / Hotta K., Takeda K., Iinoya K // Powder technology. – 1974. – № 10. – P. 231–242.

19. Lian G. A theoretical study of the liquid bridge forces between two rigid spherical bodies / Lian G., Thornton C., Adams M. // Journal of colloid and interface science. – 1993. – № 161. – P. 138–147.

20. Rumpf H. The strength of granules and agglomerate / Rumpf H. // AIME, Agglomeration, Interscience, 1962.: abstracts. – New York, 1962. – P. 379–418.

21. Wynnyckyj J.R. Microstructure and growth mechanisms in pelletizing / Wynnyckyj J.R. // 6-th Int. Symp. Agglomeration. 15-17 nov. 1993.: abstracts. – Nagoya, 1993. – P. 143–159.

22. Adams M. Forces between particles in continuous and discrete liquid media / Adams M., Edmondson B. // Tribology in particulate technology. – 1987. – P.154-172

23. Harnby N. Measurement of the adhesional force between individual particles with moisture present. Part 1: A review / Harnby N., Hawkins A., Opalinski I. // IChemE. – 1996. – № 74. – P. 605–615.

24. Harnby N. Measurement of the adhesional force between individual particles with moisture present. Part 2: A novel measurement technique / Harnby N., Hawkins A., Opalinski I. // IChemE. – 1996. – № 74. – P. 616–626.

25. Iveson S. Fundamental studies of granule consolidation. Part 1. Effects of binder viscosity and binder content / Litster J.D., Ennis B.J. // Powder technology. – 1996. – № 88. – P. 15–20.

26. Iveson S. Granule coalescence modelling: including the effects of bond strengthening and distributed impact separation forces / Iveson S. // Chemical engineering science. – 2001. – № 56. – P. 2175–2220.

27. Ennis B. A microlevel-based characterization of granulation phenomena / Ennis B., Tardos G., Pfeffer R. // Powder Technology. – 1991. – № 64. – P. 257–272.

28. Ouchiyama N. The probability of coalescence in granulation kinetics / Ouchiyama N., Tanaka T. // I&EC Process Des. Dev. – 1975. – № 14. – P. 286–289.

29. Iveson S. Growth regime map for liquidbound granules / Iveson S., Litster J. // AIChE journal. – 1998. – № 44. – P. 1510-1518.

30. Sastry K.V.S. Kinetic and process analysis of the agglomeration of particulate materials by green pelletization / Sastry K.V.S., Fuerstenau D.W. // Agglomeration 1977 AIME, 1977.: abstracts. – New York, 1977. – P. 381.

Рекомендована к печати д.т.н., проф. Новохатским А. М.

Статья поступила в редакцию 04.09.13.

Дорогий Є. В. *(ДонДТУ, м. Алчевськ, Україна)*

СУЧАСНИЙ СТАН ПИТАННЯ ОГРУДКУВАННЯ АГЛОМЕРАЦІЙНОЇ ШИХТИ, ЩО МІСТИТЬ ВЕЛИКУ КІЛЬКІСТЬ ТОНКОПОДРІБНЕНИХ МАТЕРІАЛІВ. ПОВІДОМЛЕННЯ 2: МЕХАНІЗМ УТВОРЕННЯ, ЗРОСТАННЯ І РУЙНУВАННЯ ГРАНУЛ ПРИ ОГРУДКУВАННІ

В статті розглянута сучасна теорія утворення зародків з тонкоподрібнених матеріалів, їх ріст і руйнування в процесі мокрого гранулювання на рухомій поверхні. Показано важливість цих процесів в умовах нестачі центрів огрудкування, які спостерігаються при огрудкуванні агломераційної шихти, що містить велику кількість тонкоподрібнених матеріалів. Наведено ви-

сновки та напрямки подальших досліджень.

Ключові слова: *огрудкування, зародкоутворення, зростання гранул, руйнування гранул тонкоподрібнені матеріали.*

Dorogoy E. V. *(DonSTU, Alchevsk, Ukraine* ***evgeniy.dorogoy@gmail.com****)*

ACTUAL STATUS OF PELLETIZING OF SINTER CHARGE CONTAINING A LARGE AMOUNT OF FINELY GROUND CONCENTRATE. REPORT 2: MECHANISM OF FORMATION, GROWTH AND FRACTURE OF PELLETS IN THE PROCESS OF PELLETIZING

Within the scope of this article, the modern theory of nucleation from finely ground concentrate, nucleuses growth and fracture in the process of wet pelletizing on the moving surface was considered. The article shows the importance of these processes in the context of nucleus deficiency, which is observed during the process of pelletizing of sinter charge, containing a large amount of finely, ground concentrate. Conclusions and directions for future research were introduced.

Keywords: *pelletizing, nucleation, pellets growth, pellets fracture, finely ground concentrate.*

УДК 669.621.967.1

Селезнёв М. Е.
(ДонГТУ г. Алчевск, Украина, seleznevme@mail.ru)

ОПРЕДЕЛЕНИЕ МАКСИМАЛЬНОГО УСИЛИЯ ПРИ ПОПЕРЕЧНОЙ РЕЗКЕ ТОЛСТОЛИСТОВЫХ РАСКАТОВ ШЕВРОННЫМ НОЖОМ СЛОЖНОЙ ФОРМЫ

В данной статье описан алгоритм одномерного математического моделирования процесса поперечной резки толстолистового металлопроката шевронным ножом со скруглением. Исходя из приведенного алгоритма, разработана модель, на её базе получены распределения силы резки в зависимости от перемещения ножа, из которых представляется возможным определить максимальное значение данной величины. Также проведен сравнительный анализ полученных распределений с аналогичными, полученными методом конечно-элементного моделирования.

Ключевые слова: *шевронный нож, усилие, распределение, лист, резка, математическая модель.*

В условиях современного рынка металлопродукции постоянно растёт спрос на толстолистовой металлопрокат, также повышаются требования к качеству готового листа, что требует как развития технологии его производства в целом, так и отдельно взятых операций.

Независимо от выбранной технологической схемы, с целью получения листов заданной длинны, в процесс производства, как правило, включают операцию поперечной резки. Для её реализации широко используют ножницы с шевронным ножом, преимущество которого, по сравнению с гильотинным, заключается в лучшей стабилизации листа при резке, а также равномерном распределении нагрузки на узлы ножниц за счёт проведения разделительной операции одновременно с обеих сторон разрезаемого листа.

Классическая форма режущей кромки шевронного ножа для поперечной резки толстолистовых раскатов состоит из двух прямолинейных плоскостей, симметрично расположенных под наклоном к горизонтальной плоскости [1]. Наклон прямолинейных плоскостей режущей кромки приводит к наличию остаточной деформации части листа, находящейся под шевронным ножом, что существенно портит его товарный вид (рисунок 1, а, б).

Существует несколько технических решений [2-4], направленных на снижение данного дефекта.

Сотрудниками НКМЗ [2] предлагается снизить величину остаточной деформации листа путём выполнения двух ступенчатых снижений в центральной части режущей кромки относительно её вертикальной оси симметрии (рисунок 2, а), однако, в виду отсутствия конкретных рекомендаций относительно геометрических параметров данных конструктивных элементов, не представляется возможным оценить эффективность описанного технического решения.

а б

Рисунок 1 – Вид торцевой поверхности листов, порезанных шевронным ножом:
а – общий вид; б – в области смыкания режущих кромок шевронного ножа

В работе [3] предполагается выполнение горизонтальной площадки, в вершине схождения режущих кромок (рисунок 2, б), длина которой зависит от свойств разрезаемого материала, угла наклона прямолинейных плоскостей и толщины ножедержателя.

В работе [4], рассмотрена перспективная конструкция шевронного ножа, особенность которой заключается в наличии скругления в вершине схождения наклонных прямолинейных плоскостей режущей кромки (рисунок 2, в), выполненного с целью уменьшения деформации листа в процессе резки и, как следствие, снижения её остаточной величины, что повышает качество готовой продукции.

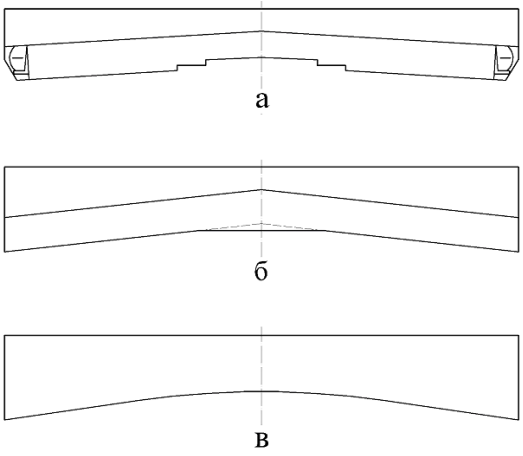


Рисунок 2 – Известные конструкции шевронных ножей со сложной формой режущей кромки

Известно, что применение ножей последних двух конструкций сопровождается существенным увеличением усилия на завершающих стадиях резки [4]. В то же время теоретическая оценка данной величины, в этих случаях, возможна только путём математического моделирования с применением метода конечных элементов (МКЭ), что требует значительных временных и трудозатрат, а также высокой вычислительной мощности ЭВМ, поэтому целесообразно разработать одномерную математическую модель процесса поперечной резки, для ножей сложной формы.

Целью данной работы являлась разработка одномерной математической модели процесса поперечной резки листового металлопроката, позволяющей определять максимальное значение силы резки в случае применения шевронного ножа сложной формы.

Для достижения указанной цели было использовано численное рекуррентное решение конечно-разностной формы статического равновесия по определению энергосиловых параметров в рамках каждого отдельно выделенного элементарного объема очага резки. Используемые расчётные схемы представлены на рисунке 3.

Так как на начальных этапах определение условий, при которых сила резки достигает своего максимального значения представляется затруднительным, было решено принять в рассмотрение m положений ножа в направлении его перемещения при резке с дискретным шагом, величина которого, при известном полном ходе ножа до разделения заготовки S (рисунок 3, а), определяется следующим образом:

$$ds = \frac{S}{m}. \qquad (1)$$

Также выполняли разбиение площади сечения листа по оси x (рисунок 3, б) на конечное множество k элементарных объёмов, при этом координаты j-того элементарного объёма x_{1j}, x_{2j}, учитывая, что $x_{1j=1}$=0 определяются как:

$$\begin{aligned} x_{1j} &= x_{2j-1}, \\ x_{2j} &= x_{1j} + dx, \\ dx &= \frac{L}{2k}, \end{aligned} \qquad (2)$$

где L - ширина разрезаемого листа.

Далее определяли высотные координаты y_{1j}, y_{2j} (рисунок 3, б) ножа непосредственно перед началом резки, соответствующие рассматриваемым выделенным элементарным объёмам, при этом стоит учитывать наличие скругления, таким образом, для прямолинейных участков режущей кромки имеем следующие выражения:

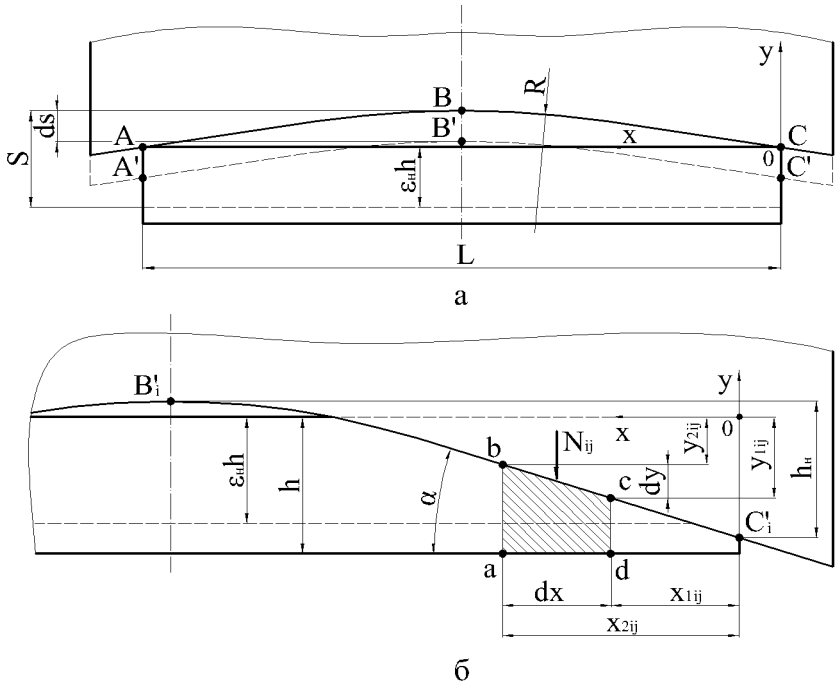


Рисунок 3 – Расчётные схемы по определению геометрических и энергосиловых параметров процесса поперечной резки шевронным ножом со скруглением

$$y_{1i=0\,j=1} = 0,$$
$$y_{2i=0\,j} = y_{1i=0\,j} + dy, \qquad (3)$$
$$dy = dx \cdot tg\alpha,$$

где α - угол наклона режущей кромки на прямолинейном участке.

Для участка со скруглением:

$$y_{1i=0\,j} = y_{2i} = 0\,j - 1$$
$$y_{2i=0\,j} = h_н - \left(R - \sqrt{R^2 - \left(\frac{L}{2} - x_{2\,j} \right)^2} \right), \qquad (4)$$

где $h_н$ - высота рабочей поверхности режущей кромки;

R – радиус скругления.

Пересчёт координат в при i-том положении ножа осуществляется следующим образом:

$$y_{1ij} = y_{1i=0\,j} - i \cdot ds,$$
$$y_{2ij} = y_{2i=0\,j} - i \cdot ds,$$
$$x_{1ij} = const, \qquad (5)$$
$$x_{2ij} = const.$$

Для определения величины силы резки N_i при i-ом положении ножа использовали выражение следующего вида:

$$N_i = \sum_{j=1}^{n} 2\tau_{ij} \cdot F_{ij}, \qquad (6)$$

где τ_{ij} - сопротивление срезу в рамках каждого j-го выделенного элементарного объёма $abcd$ площадью F_{ij} при i-ом положении ножа;

n - количество участков листа, составляющих срезаемую площадь при i-ом положении ножа ($n \leq k$);

h - толщина листа;

Площадь j-того выделенного объёма для i-того положения ножа при известных соответствующих координатах $y_{1ij,2ij}$:

$$F_{ij} = \frac{\left(h - \left|y_{1ij}\right|\right) + \left(h - \left|y_{2ij}\right|\right)}{2} \cdot dx. \qquad (7)$$

Величина истинного сопротивления срезу в рамках каждого выделенного элементарного объёма определялась из следующего выражения:

$$\tau_{ij} = \frac{1{,}41 \cdot \sigma_b}{1{,}74 - \varepsilon_н} \cdot K_{эп}\left(x_{ij}\right)^{\alpha_\tau}, \qquad (8)$$

где $\varepsilon_н$ - относительная глубина внедрения до скола;

σ_b - предел прочности разрезаемого материала;

x_{ij} - отношение величины относительного внедрения до скола для j-го элементарного объёма $abcd$ (рисунок 3, б) при i-ом положении ножа к величине относительной глубины надреза до скола $\varepsilon_н$;

$K_{эп}$ - коэффициент эпюры, учитывающий неравномерность распределения удельного сопротивления срезу по длине "режущего клина" в зависимости от угла наклона ножа [5];

α_τ - степенной показатель, характеризующий форму рассматриваемого распределения сопротивления срезу [6].

Величина относительного надреза до скола $\varepsilon_н$ определялась из следующей зависимости:

$$\varepsilon_н = 1 - \frac{1 - e^{-A\left(\frac{h}{h_{\max}}\right)^B}}{1 - e^{-A}} \times \left(1 - \varepsilon_{\min}\left(\cos\frac{\alpha}{2}\right)^2\right), \qquad (9)$$

где A, B – эмпирические коэффициенты, значения которых зависят от свойств разрезаемого материала;

h_{max} – толщина заготовки, при которой значения относительного внедрения до скола $\varepsilon_н$ асимптотически приближаются к своему минимуму;

ε_{min} - минимальная относительная глубина надреза до скола, соответствующая толщине листа h_{max}.

Выражение (9) получено эмпирически после обработки экспериментальных данных по резке сплава на основе свинца (σ_b=23(МПа), A=1, B=1,4, h_{max}=30, ε_{min}=0,8) шевронными ножами с углом наклона прямолинейных плоскостей 3º и 6º.

На рисунке 4 представлены теоретическая и экспериментальная зависимости величины относительной глубины надреза до скола $\varepsilon_н$ от толщины разрезаемого материала, полученные для случая резки шевронным ножом с углом наклона режущей кромки 6º пластин различной толщины из материала, указанного выше.

Исходя из выражений (1-9), разработана одномерная математическая модель по определению энергосиловых параметров процесса поперечной резки листового металлопроката шевронным ножом со скруглением. Программная реализация осуществлялась в среде системы автоматизации математических расчетов Matlab.

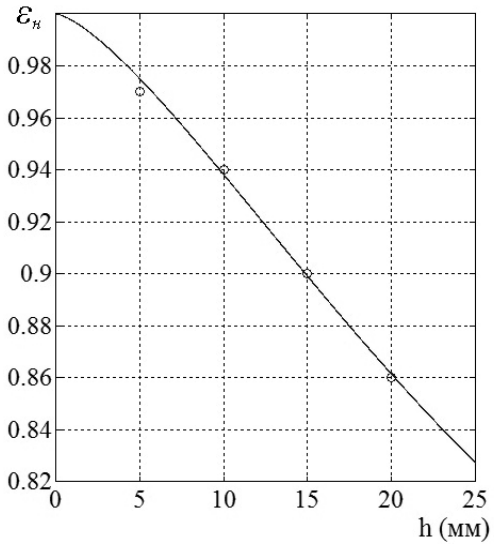


Рисунок 4 - теоретическая и экспериментальная зависимости величины относительной глубины надреза до скола $\varepsilon_н$ от толщины h разрезаемого материала

В рамках данной работы был проведен сравнительный анализ результатов, приведенных в работе [4], с результатами одномерного математического моделирования, полученными на базе разработанной модели при аналогичных условиях порезки.

На рис. 5, *а* представлены распределения силы резки N от перемещения ножа S, полученные на основе МКЭ и одномерного математического моделирования в среде Matlab для случая резки листового металлопроката сечением 25Х1000 (мм) из стали Ст2пс (σ_b=330 МПа) шевронным ножом со скруглением радиусом 5000 (мм) в вершине схождения прямолинейных плоскостей, угол наклона которых 3º.

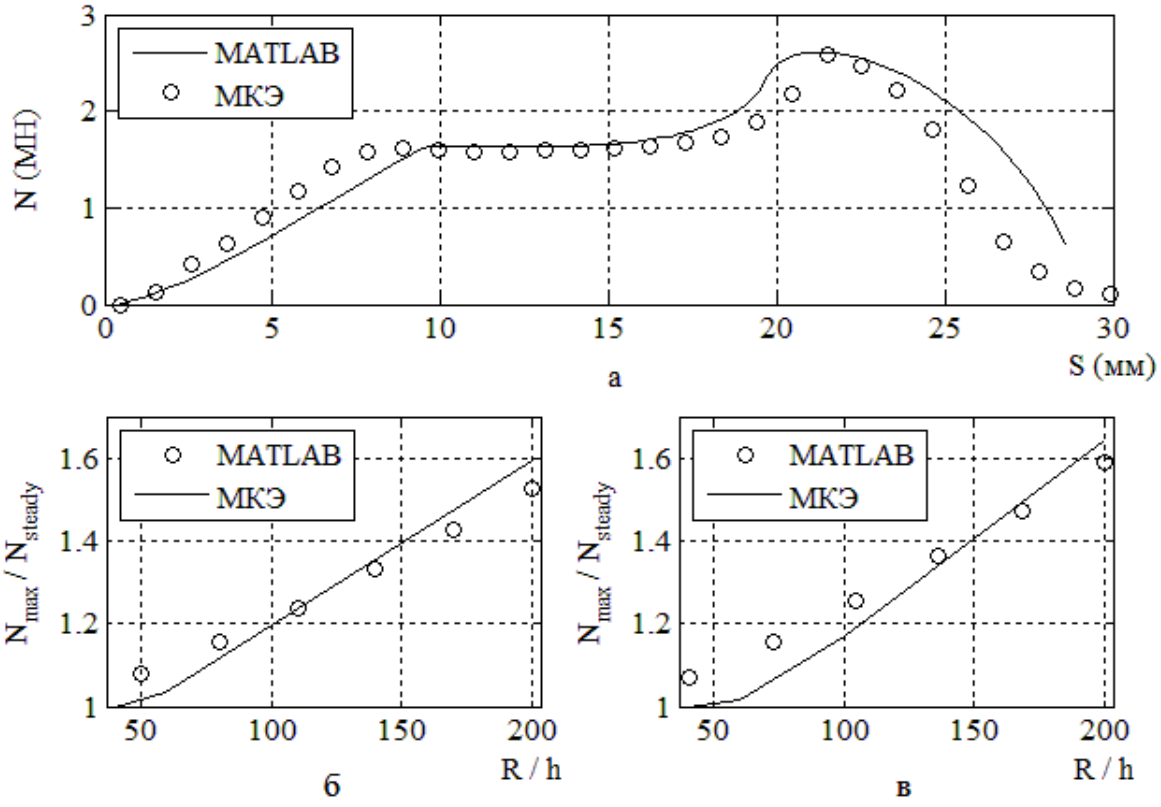


Рисунок 5– Результаты моделирования процесса поперечной резки толстолистового металлопроката шевронным ножом со скруглением, полученные на основе МКЭ и одномерного математического моделирования в среде Matlab

Также для обоих методов расчёта приведены зависимости коэффициента увеличения силы резки N_{max}/N_{steady} от отношения R/h для листов сечением 15Х1000 (мм) (рис. 5, б) и 25Х1000 (мм) (рис. 5, в). Величина среднего относительного отклонения для данных распределений составляет <10%, следовательно, полученная в рамках данной работы математическая модель может быть использована в качестве альтернативы МКЭ при определении энергосиловых параметров процесса поперечной резки листового металлопроката шевронным ножом сложной формы.

По результатам работы можно сделать следующие выводы:

- полученная в рамках данной работы одномерная математическая модель процесса поперечной резки листового металлопроката позволяет определять максимальную величину силы резки, на базе её распределения в зависимости от перемещения ножа и может использоваться как альтернатива МКЭ для случая применения шевронного ножа со скруглением;

- возможна адаптация разработанной математической модели к процессам поперечной реки резки шевронными ножами различных конструкций, для которых применение известных методик расчёта энергосиловых параметров является затруднительным;

- необходимы дальнейшие теоретические и экспериментальные исследования, направленные на уточнение и развитие приведенных в данной работе выражений по определению значений истинного сопротивления резке и максимального внедрения до скола.

Результаты данной работы могут быть интересны при разработке и оценке возможности применения шевронных ножей новых конструкций.

Библиографический список

1. Королев А.А. Конструкция и расчет машин и механизмов прокатных станов. – М.: Металлургия, 1985. – 375 с.

2. Пат. 69331 Україна, МПК B23D35/00, B23D25/00, B23D15/00. Комплект ножів ножиців для різання листового матеріалу / Суков Г. С., Алдохін Д. В., Калашніков А. А. та ін.; Заявник ПАО "Новокраматорський машинобудівний завод". – и201112194; заявлено 18.10.2011, опубл. 25.04.2012, Бюл №8.

3. Пат. 2212986 Российская федерация, МПК B23D35/00. Нож шевронный для резки листового материала / Ю.С. Котелевец, В.А. Арашкевич, Ю.Д. Иванов и др.; Заявитель ОАО "Северсталь". - № 2001120645/02; заявл. 23.07.2001; опубл. 27.09.2003.

4. Боровик П.В. К вопросу качества резки шевронными ножами // Обробка матеріалів тиском.: Зб. наук. пр. №1(34). – Краматорськ, 2013. - С. 245-250.

5. Жуков И. Б. Исследование и оптимизация электромеханических систем управления комплексом резки листового проката : дис. на соискание учен. степени канд. техн. наук: 05.09.03 / Жуков Илья Борисович. – Санкт-Петербург, 2005. – 276 с.

6. Боровик П. В. Совершенствование технологии и оборудования процесса продольной резки толстых горячекатаных листов на дисковых ножницах: дис. на соискание учен. степени канд. техн. наук: 05.03.05 / Боровик Павел Владимирович. – Краматорск, 2008. –225с.

Рекомендована к печати к.т.н., проф.Ульяницким В. Н.

Статья поступила в редакцию 31.10.13

Селезньов М. Є. *(ДонДТУ, м. Алчевськ, Україна)*

ВИЗНАЧЕННЯ МАКСИМАЛЬНОГО ЗУСИЛЛЯ ПРИ ПОПЕРЕЧНОМУ РІЗАННІ ТОВСТОЛИСТОВИХ РОЗКАТІВ ШЕВРОННИМ НОЖЕМ СКЛАДНОЇ ФОРМИ

У даній статті описаний алгоритм одномірного математичного моделювання процесу поперечного різання товстолистового металопрокату шевронним ножем із скругленням. Виходячи з приведеного алгоритму, розроблена модель, на її базі отримані розподіли сили різання залежно від переміщення ножа, з яких представляється можливим визначити максимальне значення цієї величини. Також проведений порівняльний аналіз отриманих розподілів з аналогічними, отриманими методом кінцево-елементного моделювання.

Ключові слова: *шевронний ніж, зусилля, розподіл, лист, різання, математична модель.*

Seleznev M. E. *(DonSTU, Alchevsk, Ukraine)*

DETERMINATION OF THE MAXIMUM EFFORT AT TRANSVERSAL CUTTING OF THICK ROLLED SHEET WITH A KNIFE CHEVRON COMPLEX FORM

In this article was described an algorithm of one-dimensional mathematical modeling of the transversal cutting of thick rolled sheet with a knife chevron rounded. Based on the algorithm above, it was developed a model. Based on it was obtained the force distribution depending on the movement cutting of the knife, from which it is possible to determine the maximum value of this quantity. Also has been performed a comparative analysis of these distributions with those obtained by the finite-element modeling.

Key words: *chevron knife, the force, distribution, sheet, cutting, the mathematical model.*

СТРОИТЕЛЬСТВО

УДК 69:624.01+624.04

д.т.н. Должиков П. Н.
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина),
д.т.н. Кипко А. Э.
(ВНУ им. В. Даля, г. Антрацит, Украина),
к.т.н. Кирияк К. К.
(ЦНТУ «Инжзащита», г. Ялта, Украина)

ГЕОМЕХАНИЧЕСКОЕ ОБОСНОВАНИЕ УСТРОЙСТВА ПОДПОРНЫХ СТЕН МЕТОДОМ НАПОРНОЙ ЦЕМЕНТАЦИИ НАСЫПНЫХ ГРУНТОВ

Выполнено моделирование устойчивости системы склон-удерживающее сооружение в инженерной программе конечно-элементного анализа Phase2 с учетом закрепления грунта при помощи метода напорной цементации. Определены коэффициенты запаса устойчивости склона с учетом геоморфологических параметров и физико-механических характеристик массива пород по критерию прочности Кулона-Мора.

Ключевые слова: *устойчивость склонов, моделирование, напорная цементация, подпорные стены, коэффициент запаса устойчивости.*

Проблема и ее связь с научными и практическими задачами.

Масштабное строительство приводит к техногенной дестабилизации геологической среды и активизации опасных экзогенных геологических процессов (ЭГП) в регионах Украины и особенно в Крыму. Значительной проблемой при проектировании является оползнеопасная обстановка большинства участков отводимых под застройку и изменение вертикальной планировки, которая во многих случаях требует значительных перепадов в отметках (глубокая срезка или высокая насыпь). Перепланировка склона в большинстве случаев нарушает баланс масс на склоне и приводит к развитию склоновых гравитационных процессов. Строительство в данных условиях, должно проводится под прикрытием подпорных стен и сооружений инженерной защиты [1]. Закрепление грунта за подпорными стенами позволит снизить напряжения в удерживающих конструкциях и увеличить устойчивость грунтового массива.

Изучение изменения сцепления, угла внутреннего трения и коэффициента консолидации оползневого суглинка, усиленного методом напорной цементации, выполнено в работе [2]. Проведено численное моделирование напряженно-деформированного состояния закрепленного лессовидного суглинка методом Jet-Grounting [3]. Конечно-элементный анализ оползневых откосов и противооползневых сооружений с учетом сейсмических воздействий прямым динамическим методом рассмотрен в работе [4]. Значительный интерес представляют работы по анализу геодезического мониторинга эффективности противооползневых мероприятий, позволяющие определять параметры смещений элементов инженерной защиты и склона в пространстве и во времени [5]. Определение параметров для численного моделирования поведения грунтов проводилось Л. А. Строковой из технического университета г. Мюнхен [6].

Для более глубокого изучения геомеханических процессов, имеющих место в усиленном грунтовом массиве при совместной работе с удерживающими сооружениями, практический интерес представляет численное моделирование системы: грунтовый массив – удерживающее сооружение с учетом геоморфологических и геодинамических особенностей на этапах строительства и эксплуатации.

Цель работы – геомеханическое обоснование устройства высоких подпорных

стен при помощи метода напорной цементации и обоснование эффективности применения средств инженерной защиты на основе метода конечных элементов. Для ее достижения поставлены и решены следующие **задачи:**

1. Проанализировать геомеханическую ситуацию и выполнить оценку устойчивости склона в инженерной программе конечно-элементного анализа Phase2 с учетом геоморфологических особенностей структуры массива пород по критерию Кулона-Мора.

2. Обосновать целесообразность и эффективность инъекционного закрепления грунтов при совместной работе с элементами инженерной защиты.

Методика исследований. В основу статьи положено комплексное исследование участка строительства и прилегающего к нему склона: инженерно-геологические изыскания геоморфологических и гидрогеологических параметров с учетом сложной геодинамической обстановки; численное моделирование и определение устойчивости системы склон-удерживающее сооружение в инженерной программе конечно-элементного анализа Phase2.

Изложение материала и его результаты. Участок строительства находится в юго-восточной части г. Алупка между санаторием «Морской прибой» и Алупкинским парком, занимает центральную и восточную часть территории бывшего санатория «Златоуст». В геоморфологическом отношении исследуемая территория расположена в прибрежной части среднекрутого и крутого оползневого склона преимущественно южной экспозиции. Участок исследований расположен в пределах нижней части Воронцовского оползня в абсолютных отметках 13 - 80 м, застроенного зданиями и сооружениями в конце 70-х годов прошлого века. На момент проведения изысканий все здания в пределах площадки, в основном, разрушены.

Рельеф склона сформирован древними и современными оползневыми и эрозионными процессами, а также сильно изменен в результате хозяйственного освоения территории.

В геологическом строении участка и склона принимают участие два комплекса горных пород. Нижний, являющийся региональным водоупором и фундаментом для верхнего, сложен коренными породами таврической серии, представленными бескарбонатным флишем из переслаивающихся аргиллитов, алевролитов и песчаников. Верхний комплекс, перекрывающий коренные породы таврической серии, представлен четвертичными оползневыми накоплениями состоящих из суглинков с отдельными пачками смещенных пород таврической серии (рис. 1).

В результате проведенных исследований, анализа и обобщения материалов, ранее проведенных инженерногеологических изысканий, были выделены 2 стратиграфогенетических комплекса (СГК) и 4 инженерногеологических элемента (ИГЭ), представленные в табл. 1.

Физико-механические характеристики верхних инженерно-геологических слоев приведены в табл. 2.

Подземные воды в пределах исследуемой территории имеют спорадическое распространение и приурочены к щебенистым и дресвяным разностям оползневых отложений, выветрелой зоне коренных грунтов таврической серии.

В соответствии с действующими ДБН В.1.1-12:2006 и картой ОСР-2004-А, исследуемая территория с 10% вероятностью превышения сейсмической интенсивности в баллах шкалы М8К-64 в течение 50 лет (период повторяемости сотрясений один раз в 500 лет) относится к зоне интенсивности сотрясений на средних грунтах, равной 8-ми баллам.

В ходе анализа плана организации рельефа и разработки мероприятий по инженерной защите здания паркинга и гостиничного комплекса, возникла необходимость устройства удерживающего сооружения со стороны примыкающего склона (рис. 2). Для предотвращения развития

оползневых процессов с северной стороны гостиничного комплекса предусмотрено устройство комбинированного ростверка под ул. Алупкинское шоссе. Южнее по склону устройство комбинированного ростверка в связи с рельефом склона не представляется возможным, следовательно, нагрузка возникающая от обратной засыпки пазухи и от северовосточного склона, должна воспринимается зданием паркинга. Однако при расчете горизонтальных нагрузок на стену административно-гостиничного комплекса по оси 12 было установлено, что интенсивность активного и оползневого давления значительно превышает заложенную при проектировании. Вертикальная планировка участка, восточнее по склону от оси 12 паркинга, требует перепада в абсолютных отметках от 36,9 м до 50,40 м (см. рис. 1). Исходя из этого, необходимо решить сложную инженерную задачу, обеспечить устойчивость северовосточного склона, не превышая допустимых нагрузок на паркинг, и запроектировать подпорную стену высотой 13,5 м.

Значительные перепады между отметками естественного и проектного рельефа с южной стороны, обеспечиваются подпорными стенами Ст-1 и Ст-2 расположенными в двух уровнях (см. рис. 1). Засыпка образовавшейся пазухи выполнялась местным суглинком, который после уплотнения создает нагрузки на сооружения в недопустимых пределах за счет низких физико-механических характеристик. Для увеличения сдвиговых и деформационных свойств грунта применялся метод напорной цементации, который показал значительную эффективность при закреплении оползневых суглинков [2]. Технологические параметры инъекции представлены в табл. 3.

Основываясь на экспериментальные и теоретические исследования, выполненные в работе [7], а так же на результаты закрепления грунтов на объектах в схожих условиях, приняты сдвиговые и деформационные характеристики представленные в табл. 2.

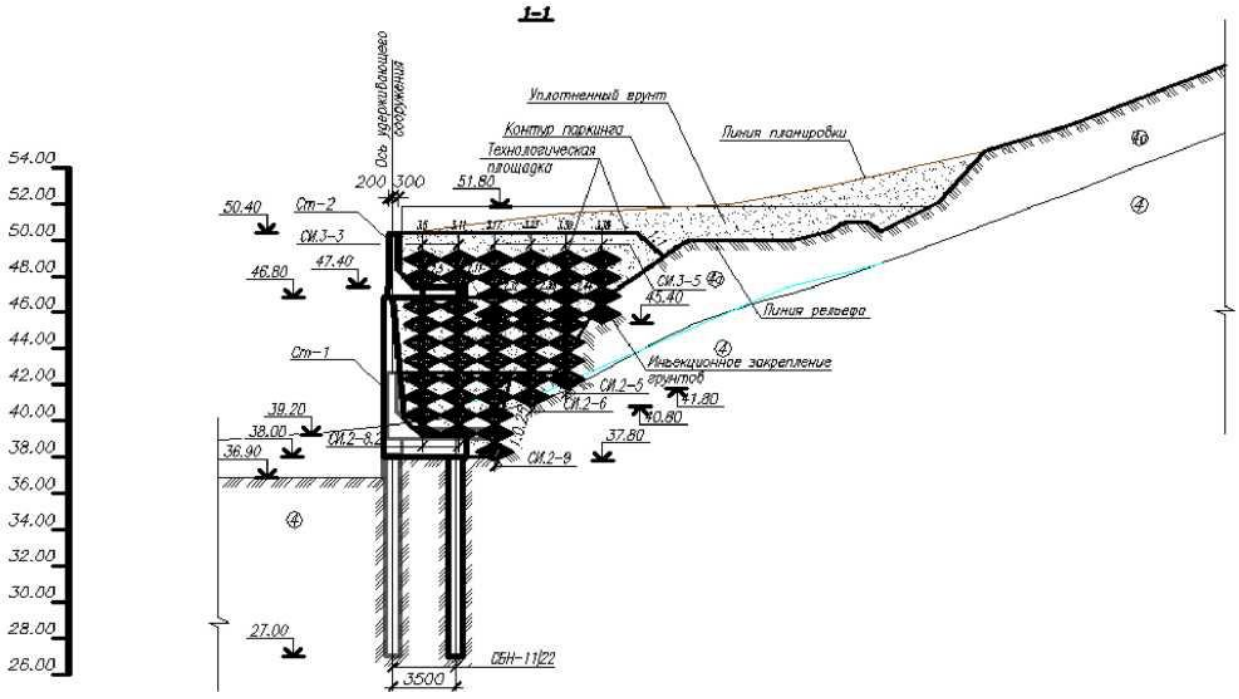


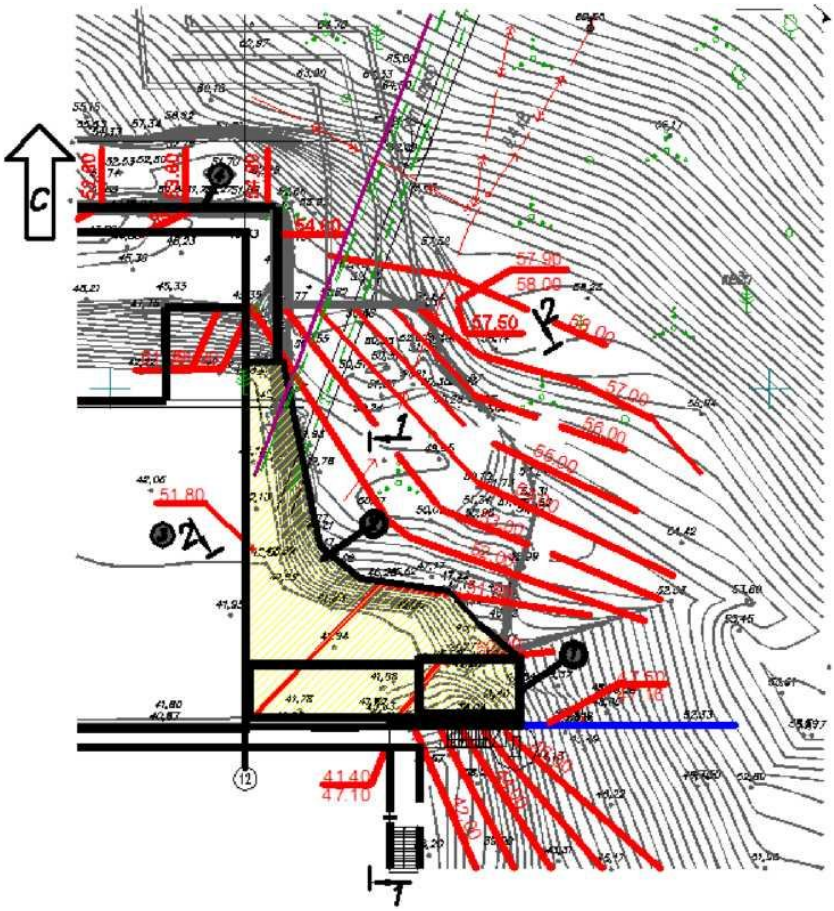
Рисунок 1 – Продольный разрез оползневого склона

Таблица 1 – Инженерно-геологические элементы оползневого склона

№	№ СГК	Наименование грунта по ГОСТ 25100-95	Геологический индекс	№ ИГЭ	Описание
1	СГК-2	Нерасчлененные верхнечетвертично-современные и современные отложения	dpQ_{3-4}	ИГЭ-2	Суглинки дресвяные серые и темно-серые. Включения представлены аргиллитами, алевролитами, песчаниками, сферосидеритами и известняками. Обломки известняка преимущественно полуокатанные.
			dpQ_4	ИГЭ-3	Суглинки дресвяные темно-серые, до черных с дресвой и щебнем аргиллитов чешуйчатых, алевролитов, сферосидеритов и песчаников мелкозернистых на кварцевом цементе.
2	СГК-3	Коренные грунты таврической серии	T_3-J_1	ИГЭ-4а	Аргиллиты интенсивно выветрелые тонкоплитчатые и чешуйчатые, темно-серые, окрашены гидроокислами железа, выветрелые в приповерхностной зоне до состояния суглинков.
				ИГЭ-4	Аргиллиты темно-серые, до черных, дислоцированные, чешуйчатые с прослоями тонкоплитчатых алевролитов и песчаников.

Таблица 2 – Физико-механические характеристики грунтового массива

Наименование инженерно-геологических элементов	Плотность γ, кН/м^3	Сцепление C, МПа	Угол внутреннего трения φ, град	Модуль деформации, МПа
ИГЭ-2 - суглинок со щебнем и дресвой	21,6	0,030	25	66
ИГЭ-3 - суглинок щебенисто дресвяный	22,5	0,030	34	54
ИГЭ-4а - аргиллиты выветрелые	22,1	0,028	27	19
ИГЭ -4 - аргиллиты мелкочешуйчатые	22,5	0,018	38	88
ИГЭ -5 - закрепленный суглинок	20,5	0,016	26	33



1 – контур подпорных стен; 2 – инъекционное закрепление грунтов; 3 – паркинг и гостиничный комплекс; 4 – комбинированный ростверк

Рисунок 2 – План участка строительства

Таблица 3 – Технологические параметры инъекции

Δh_{max}, м	R_0, м	L, м	P_3, МПа	l, м	d, мм	Интервал заходки, м	Количество скважин	Объем на 1 п.м., м^3	Объем раствора, м^3
0,05	2	2	0,6	4-9	112	2-9	135	0,18	198

Для геомеханического обоснования устройства высоких подпорных стен при помощи метода напорной цементации и эффективности применения средств инженерной защиты на основе метода конечных элементов использована инженерная программа конечно-элементного анализа Phase2 версии 8.0 компании Rocscience Inc. (www. rocscience.com).

Программа конечно-элементного анализа Phase2 позволяет моделировать геомеханические процессы, происходящие в грунтовом массиве. В программе также используется итерационный алгоритм снижения прочностных параметров, путем введения корректирующего (ослабляющего) коэффициента (SRF, Strength Reduction Factor) [8]. Целью расчетов является определение критического значения этого коэффициента *(КСП),* при котором происходит сдвижение массива.

По данным инженерно-геологических изысканий в вышеуказанной инженерной программе заданы геометрические параметры рассматриваемого объекта, профиль которого изображен на рис. 3.

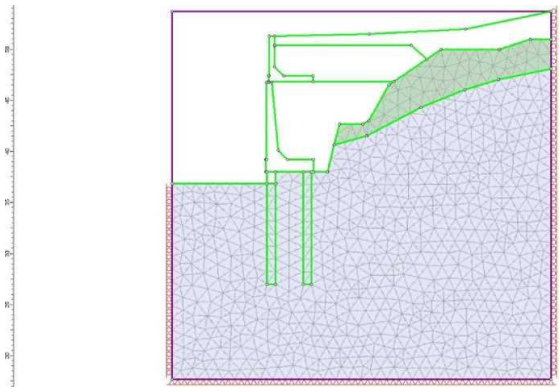


Рисунок 3 – Геометрические параметры склона

Область геометрической модели разбивалась на конечные элементы, а для инженерно-геологических слоев присваивались физико-механические характеристики грунтового массива согласно данным, приведенным в табл. 2. В качестве критерия прочности выбран критерий Кулона-Мора, часто используемый для оценки прочности грунтов и мягких пород.

Для того, чтобы наиболее точно проанализировать поведение грунтового массива и конструкций во времени, смоделировано последовательное возведение удерживающего сооружения и его эксплуатационный период с учетом сейсмического воздействия. Сейсмическое воздействие необходимо учитывать с помощью квазистатической методики, в соответствии с которой сила сейсмического воздействия определяется как динамический коэффициент сейсмичности, получаемый перемножением набора коэффициентов, учитывающих грунтовые условия, ускорение грунта, допустимость разрушений конструкций и т.д. Который для данного случая принимается $\mu = 0{,}042$.

Последовательность устройства удерживающего сооружения состоит из трех этапов (см. рис. 1, 2):

1. Устройство свай СБН-10 с отметки 38,00, выполнение подпорной стены Ст-1 и стены паркинга по оси 12 до отм. 46,80. Обратная засыпка пазухи местным грунтом (ИГЭ-2, 3) с уплотнением.

2. Устройство уголковой подпорной стены Ст-2 и стены паркинга до отм. 51,80. Первая очередь инъекционного закрепления грунта засыпки с отм. 46,80.

3. Засыпка грунта до отм. 50,40 и его уплотнение. Вторая очередь закрепления грунта.

Наибольший интерес, представляет работа системы: грунтовый массив – удерживающее сооружение, по окончанию третьего этапа строительства, при сейсмическом воздействии. После выполнения расчетов получены перемещения, главные напряжения, максимальные сдвиговые деформации и *КСП (SRF)* представленные на рис. 4-6.

На рис. 4, показаны значения и направления векторов общих перемещений возникающих в конструкциях и грунтовом массиве, при воздействии сейсмических сил. Перемещения в конструкциях находятся в допустимых пределах, значения которых показывают достаточную сходимость при сравнении результатов с другими методами расчета и натурными испытаниями. При моделировании работы свай в ПК Lira 9.6, значения вертикальных перемещений составили 0,016 м, испытание статической нагрузкой 0,011 м, при допустимом перемещении 0,020 м. Горизонтальное смещение верха подпорной стены на свайном основании Ст-1, по отношению к оси свай, составляет 0,072 м, при необходимом выполнении условия $U_{tot}=h(1/75)$.

Главные напряжения, σ_1 (Sigma 1) и σ_3 (Sigma 3) изображены на рис. 5, исходя из которых выполнялся подбор армирования для удерживающих конструкций. Напряжения находятся в допустимых пределах, армирование не превышает 3%.

Результатом последовательного нагружения модели и итерационных вычислений является определение местонахождения потенциальной поверхности скольжения в грунтовом массиве и зон максимальных сдвиговых деформаций (shear strain), которые вычисляются по формуле:

$$\varepsilon_{max} = \frac{\varepsilon_1 - \varepsilon_3}{2},$$

где ε_1 и ε_3 – наибольшие и наименьшие главные деформации, которые для плоской задачи соответствуют значениям наибольшего и наименьшего напряжений σ_1 и σ_3.

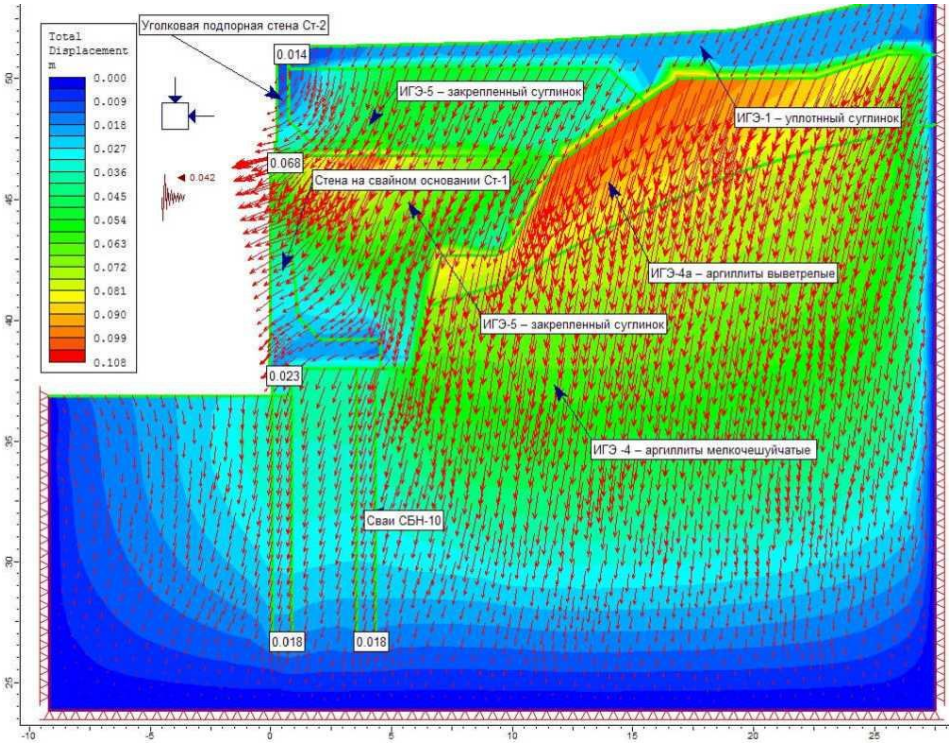


Рисунок 4 – Значения и векторы общих перемещений (Total Displacement) в конструкциях в грунтовом массиве

Для рассмотренной задачи коэффициент запаса устойчивости, при сейсмическом воздействии составил *КСП*=1,98, что отвечает нормативным требованиям [1].

Области с максимальными сдвиговыми деформациями наблюдаются на линии от верха подпорной стены Ст-1 и увеличиваются к её фундаменту, а также приурочены к боковой поверхности свай СБН-10 (рис. 6), значения которых (ε_{max}=0,32...0,04) подтверждают необходимый запас прочности грунтового массива.

Также, проводились повторные расчеты по определению нагрузки на стену паркинга по оси 12, с учетом закрепления грунта засыпки методом напорной цементации, значения которой не превышают заложенной при проектировании сооружения

Результаты. Согласно результатам численного моделирования геомеханической устойчивости склона и удерживающих сооружений получены перемещения в допустимых пределах (U_{tot} = 0,014... 0,072 м), коэффициент запаса устойчивости элементов инженерной защиты при совместной работе с грунтовым массивом равен 1,98, то есть система находится в устойчивом состоянии. По результатам расчета главных напряжений получены значения, которые использованы для подбора арматуры.

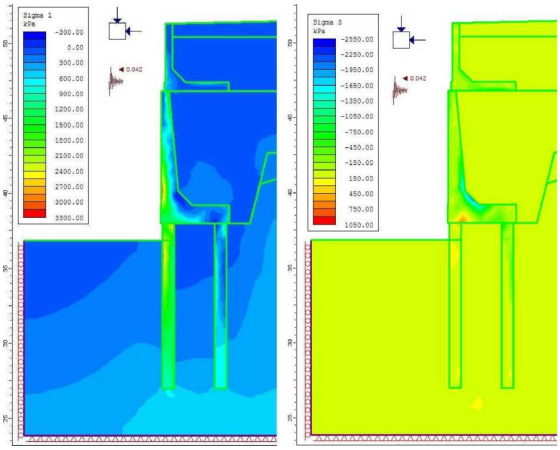


Рисунок 5 – Главные напряжения σ_1 (Sigma 1) и σ_3 (Sigma 3) соответственно

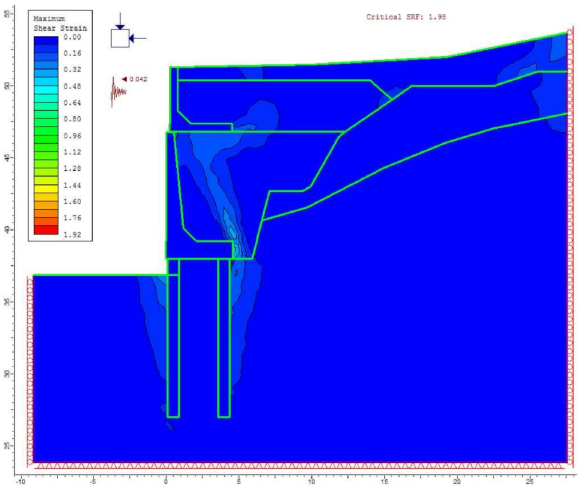


Рисунок 6 – Максимальные сдвиговые деформации (Maximum Shear Strain) и коэффициент снижения прочности (Critical SRF)

Для увеличения сдвиговых и деформационных характеристик грунтового массива применен метод напорной цементации, что позволило уменьшить нагрузку, напряжения и перемещения в конструкциях, обеспечить устойчивость склона при совместной работе с удерживающими сооружениями.

Выводы. Численное моделирование и сравнение результатов расчета дало возможность проанализировать напряженно-деформированное состояние системы: грунтовый массив – удерживающее сооружение, выполненное в программе Phase2, которое показало эффективность применения метода напорной цементации при возведении высоких подпорных стен. Вычисленный коэффициент устойчивости при сейсмическом воздействии находится в нормативных пределах, это дало возможность обосновать принятое инженерное решение и подтвердить его целесообразность.

Таким образом, применение инъекционного закрепления грунта является эффективным методом при устройстве высоких подпорных стен и комбинированных элементов инженерной защиты склона.

Также необходимо отметить, что важнейшим аспектом при применении метода напорной цементации, для стабилизации грунтов является точность определения геометрических и технологических параметров инъекции, качество инженерно-геологических изысканий и полученные геомеханические параметры, которые значительным образом влияют на результаты моделирования.

Библиографический список

1. Державні будівельні норми України. ДБН В.1.1-24:2009. Захист від небезпечних геологічних процесів. Основні положення проектування. Видання офіційне. - К.: Мінрегіонбуд України, 2010. - 50 с.

2. Кіріяк К.К. Обґрунтування технологічних параметрів ін'єкційного закріплення зсувонебезпечних ґрунтових структур : автореф. дис. ... канд. техн. наук. : 05.15.09 / К.К. Кіріяк. – Дніпропетровськ: ДВНЗ Дніпропетр. нац. гірн. унт., 2013. - 17 с.

3. Ларцева І.І. Визначення характеристик міцності ґрунтів, закріплених вертикальними грунтоцементними елементами / І.І. Ларцева / Світ ГЕОТЕХНІКИ, 2012. - № 5. - С. 21-26.

4. Егупов К.В. Расчеты оползневых откосов и противооползневых сооружений с учетом сейсмических воздействий прямым динамическим методом / К.В. Егупов, П.А. Устинов // Зб. наук. пр. (будівництво) / Державне підприємство «Державний науково-дослідний інститут будівельних конструкцій». - Вип. 75: в 2-х кн.: Книга 1. – Київ: ДП НДІБК, 2011. - С. 35-40.

5. Зуска А.В. Применения геодезического мониторинга эффективности защитных сооружений и состояния склонов балок с целью предотвращения оползневых процессов / А.В. Зуска, О.Л. Горбатых // Научный вестник Национального горного университета, 2010. - №11-12. - С. 25-32.

6. Строкова Л.А. Определение параметров для численного моделирования поведения грунтов / Л.А. Строкова // Известия Томского политехнического университета. - Томск: ТПУ, 2008. - №1. - С. 69-74.

7. Должиков П.Н. Инъекционная стабилизация оползневых грунтов: монография / [Должиков П.Н., Фурдей П.Г., Кирияк К.К., Рыжикова О.А]. - Донецк: Світ книги, 2012. - 212 с.

8. Hammah, R.E. The Shear Strength Reduction Method for the Generalized Hoek-Brown Criterion. American Rock Mechanics Association / [Hammah, R.E., Yacoub, T.E. and Gorkum, B.C., Curran, J.H. (2005)] // Proceedings of the 40th U.S. Symposium on Rock Mechanics: Rock Mechanics for Energy, Mineral and Infrastructure Development in the Northern Regions, Alaska, Anchorage. - P. 255-260.

Рекомендована к печати д.т.н., проф. Борзыхом А. Ф.

Статья поступила в редакцию 14.10.13.

д.т.н. Должиков П. М. *(ДонДТУ, м. Алчевськ, Україна)*, **д.т.н. Кіпко О. Е.** *(СНУ ім. В. Даля, м. Антрацит, Україна)*, **к.т.н. Кіріяк К. К.** *(ЦНТУ «Інжзахист», м. Ялта, Україна)*

ГЕОМЕХАНІЧНЕ ОБГРУНТУВАННЯ УСТРОЮ ПІДПІРНИХ СТІН ЗА ДОПОМОГОЮ МЕТОДУ НАПІРНОЇ ЦЕМЕНТАЦІЇ

Виконано моделювання стійкості системи схил - утримуюча споруда в інженерній програмі кінцево-елементного аналізу Phase2 з урахуванням закріплення ґрунту за допомогою методу напірної цементації. Визначено коефіцієнти запасу стійкості схилу з урахуванням геоморфологічних параметрів і фізико-механічних характеристик масиву порід за критерієм міцності Кулона-Мора.

Ключові слова: *стійкість схилу, моделювання, напірна цементація, підпірні стіни, коефіцієнт запасу стійкості.*

Dolzhikov P. N. *(DonSTU, Alchevsk, Ukraine)*, **Kipko A. E.** *(VNU them Dahl, Anthracit, Ukraine)*, **Kirijak K. K.** *(CSTS «Engprotection», Yalta, Ukraine)*

GEOMECHANICAL SUBSTANTIATION DEVICE RETAINING WALLS BY PRESSURE CEMENTATION BACKFILL SOIL

Performed modeling of the steadiness of the system slope-retaining structure in the engineering program, finite element analysis Phase2 with the consolidation of soil by the method pressure cementation. Determined the coefficients of the reserve steadiness of the slope with the geomorphologic parameters and physical-mechanical properties of the rock by the Mohr-Coulomb strength.

Key words: *slope stability, modeling, pressure cementation, retaining walls, coefficient of the reserve steadiness.*

УДК 69:624.154.1

д.т.н. Должиков П. Н.,
Збицкая В. В.
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)

ФИЗИЧЕСКОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ РАБОТЫ БУРОИНЪЕКЦИОННОЙ СВАИ В РАЗУПЛОТНЕННЫХ ГРУНТАХ

В статье приведены результаты лабораторных исследований несущей способности буроинъекционной сваи методом выдергивания; проанализирована зависимость несущей способности буроинъекционной сваи от коэффициента постели.

Ключевые слова: *физическое моделирование, цементно-песчаный грунт, буроинъекционная свая, несущая способность, коэффициент постели.*

Введение. В настоящее время постоянно увеличиваются объемы реконструкции и восстановления зданий, уплотняется существующая застройка городских территорий. Надстройка дополнительных этажей, устройство пристроек, замена несущих строительных конструкций здания, техническое перевооружение предприятий сопровождается ростом нагрузок на фундаменты. Также за период длительной эксплуатации зданий возможно ухудшение строительных свойств грунтов оснований, разрушение конструкций фундаментов, нарушение условий их устойчивости. В результате здания претерпевают осадки, в основном неравномерные, и возникает опасность разрушения надземных строительных конструкций [1].

Для повышения прочности основания эксплуатируемых зданий и сооружений и предотвращения развития в их конструкциях деформаций аварийного характера, а также для работ по реконструкции существующих фундаментов и их оснований известны различные методы закрепления грунтов [2]. Одним из перспективных способов усиления оснований и реконструкции фундаментов аварийных зданий является использование буроинъекционных свай [3].

Главной характеристикой сваи является несущая способность. Наиболее широко используемым методом её определения является испытание свай статической вдавливающей нагрузкой [1, 3]. Наряду с этим также существует метод выдергивания. Несущую способность буроинъекционных свай обычно определяют с помощью натурных испытаний. Сооружение таких свай в целях эксперимента в реальных масштабах дорогостоящее. Поэтому для изучения работы буроинъекционной сваи целесообразно создать ее физическую модель.

Цель работы – исследование несущей способности буроинъекционной сваи на модели.

Изложение материала и его результаты. В данной работе несущая способность буроинъекционной сваи определялась с помощью лабораторных испытаний модели методом выдергивания. Применение рассматриваемого лабораторного метода выполнено впервые.

Для проведения физического моделирования были соблюдены геометрическое и динамическое подобия [4].

Геометрическое подобие предусматривает условие, когда все линейные размеры сваи в натуре пропорционально относятся к соответствующим размерам модели:

$$\frac{l_н}{l_м} = a = const, \qquad (1)$$

где $l_н$ – размеры сваи в натуре, см;

$l_м$ – размеры модели, см;

a – линейный масштаб (масштаб длин).

Инъекционные трубы, которые применяются в натуре, имеют диаметр 150 мм, а

диаметр трубки модели – 12 мм. Поэтому линейный масштаб равен

$$a = \frac{d_{сн}}{d_{см}} = 12{,}5 \qquad (2)$$

где $d_{сн}$ – диаметр инъекционной трубы в натуре, см;

$d_{см}$ – диаметр трубки модели, см.

Динамическое подобие предусматривает соблюдение следующего условия: в любой точке модели действует сила, аналогичная по своей природе и по направлению силе в соответственной точке натуры:

$$a_F = \frac{F_н}{F_м} = const, \qquad (3)$$

где a_F – масштаб сил;

$F_н$ – сила в натуре, кН;

$F_м$ – сила на модели, кН.

Установим связь между линейным масштабом и масштабом сил.

По условию постановки эксперимента нормальные напряжения, возникающие в модели и в натуре, равны между собой:

$$\sigma_н = \sigma_м, \qquad (4)$$

где $\sigma_н$ и $\sigma_м$ – нормальные напряжения, возникающие в натуре и в модели, кН/см^2.

Нормальное напряжение определяется по формуле:

$$\sigma = \frac{F_{\max}}{S_{раб}} = \frac{F_{\max}}{\pi \cdot d \cdot l}, \qquad (5)$$

где F_{max} – максимальная нагрузка, которую может выдержать свая, кН;

$S_{раб}$ – рабочая поверхность сваи, см^2;

l – длина сваи, см.

Из выражений (4) и (5) следует, что

$$\frac{F_{\max_н}}{\pi \cdot d_н \cdot l_н} = \frac{F_{\max_м}}{\pi \cdot d_м \cdot l_м}. \qquad (6)$$

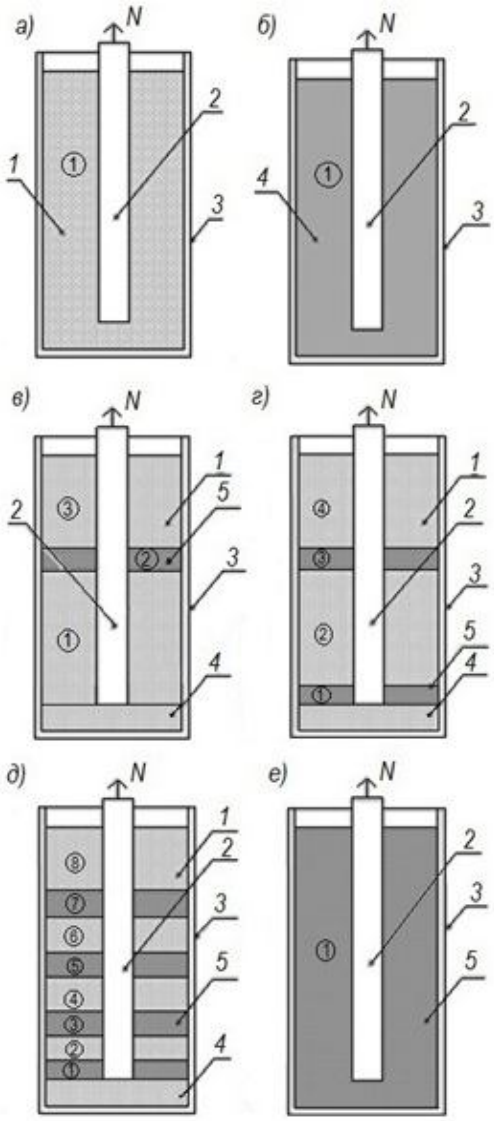
Следовательно, необходимо учесть соотношение сил на модели и в натуре

$$F_{\max_н} = F_{\max_м} \cdot a^2. \qquad (7)$$

Из выражения (7) видно, что силы на модели должны быть в 156 раз меньше, чем силы в натуре.

Планирование эксперимента проводилось с учетом полного факторного анализа [5]. Были учтены следующие факторы влияния: коэффициент постели цементного раствора и модуль деформации материала.

Для исследования работы буроинъекционной сваи применялись 6 видов моделей. Схемы этих моделей приведены на рисунке 1.



1 – разуплотненный глинистый грунт; 2 – свая; 3 – резервуар; 4 – уплотненный глинистый грунт; 5 – цементно-песчаный раствор; N – выдергивающая сила

Рисунок 1 – Схемы моделей буроинъекционных свай: а-е – 1-6 вид модели соответственно

Каждый вид изготовлялся и испытывался больше трех раз. Полученные результаты были статистически обработаны.

Непосредственно исследования проводились с помощью измерительного прибора ИПМ-23 – индикатора прочности металлов (рисунок 2). С его помощью была обеспечена вертикальная выдергивающая нагрузка и зафиксированы показания в момент срыва сваи с устойчивого положения при помощи измерительного датчика.

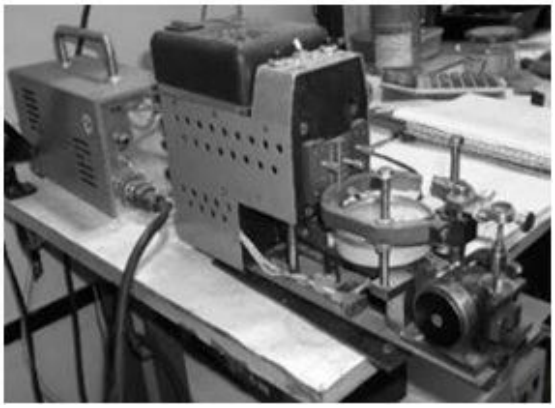
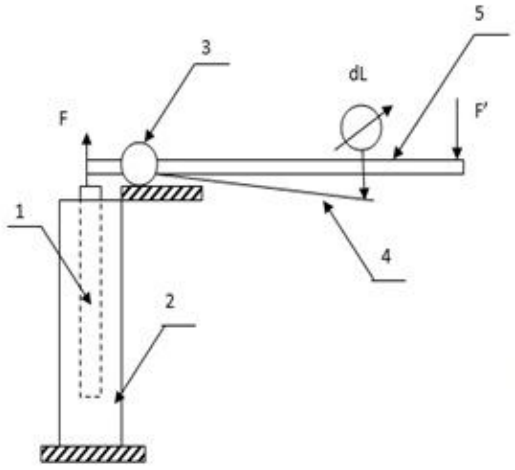


Рисунок 2 – Измерительный прибор ИПМ-23

Прибор состоит из крепежного узла, нагружающей балки, индикатора нагрузки, подающего нагрузку механизма, электронной системы. Схема его работы приведена на рисунке 3.



1 – свая; 2 – резервуар; 3 – шарнир опирания;
4 – балка индикатора; 5 – нагружающая балка

Рисунок 3 – Схема работы прибора ИПМ-23

Для моделирования работы сваи в грунте были применены следующие материалы: металлические трубки длиной 300 мм, диаметром 12 мм и толщиной стенки 2 мм; глинистый грунт естественной влажности; цемент марки ПЦ П/А-III-400; песок высушенный; цилиндрический резервуар.

В металлической трубке для обеспечения жесткого сцепления с узлом крепления прибора ИПМ-23 был сконструирован узел крепления модели сваи с измерительным прибором. С помощью данного узла крепления было обеспечено жесткое и прочное соединение с нагружающей балкой.

Готовая к эксперименту модель сваи приведена на рисунке 4.

Рисунок 4 – Готовая к эксперименту модель сваи

Исходные данные моделей и статистически обработанные результаты исследований приведены в таблице 1.

Таблица 1 – Исходные данные моделей и результаты исследований

№ модели	Длина рабочей части трубки, см	Диаметр трубки, см	№ слоя	Мощность слоя, см	Модуль деформации материала, МПа	Показания прибора, Δl мм
1	22,2	12	1	22,2	21	0,002
2	22,2	12	1	22,2	28	0,010
3	22,2	12	1	12,0	21	0,015
			2	2,7	14000	
			3	7,5	21	
4	22,2	12	1	2,7	14000	0,019
			2	10,0	21	
			3	2,0	14000	
			4	7,5	21	
5	22,2	12	1	2,2	14000	0,032
			2	2,7	21	
			3	1,9	14000	
			4	2,1	21	
			5	2,5	14000	
			6	3,9	21	
			7	1,9	14000	
			8	5,0	21	
6	22,2	12	1	22,2	14000	0,052

Определим максимальную нагрузку, которую может выдержать свая, исходя из выражений для определения нормального напряжения. Поскольку деформационный процесс развивается по длине сваи, то нормальное напряжение можно определить по формуле:

$$\sigma = \frac{\Delta l}{l} \cdot E, \qquad (8)$$

где Δl – абсолютная деформация, мм;

l – длина стержня, мм;

E – модуль деформации грунта, МПа.

Следовательно, максимальная нагрузка, которую может выдержать свая, равна:

$$F_{\max} = \frac{\Delta l}{l} \cdot E \cdot \pi \cdot d \cdot l \,. \qquad (9)$$

Для сваи, работающей в различных слоях грунта, максимальная нагрузка определяется по следующей формуле:

$$F_{\max} = \frac{\Delta l \cdot \pi \cdot d}{l} \cdot \sum_{i=1}^{n} E_i \cdot l_i, \qquad (10)$$

где l_i – мощность i-го слоя, мм;

E_i – модуль деформации грунта i-го слоя, МПа.

Введем коэффициент постели для инъекционного раствора и коэффициент постели грунта:

$$k_n = \frac{l_ц}{l}, \qquad (11)$$

$$k_{пг} = 1 - k_n, \qquad (12)$$

где $l_ц$ – мощность слоев цементного раствора, мм.

Окончательно получаем формулу для расчета максимальной нагрузки, которую может выдержать буроинъекционная свая:

$$F_{\max} = \Delta l \cdot \pi \cdot d \cdot (k_n \cdot (E_ц - E_г) + E_г), \qquad (13)$$

где $E_ц$ и $E_г$ – модуль деформации цементного раствора и грунта, МПа.

По данным таблицы 1 рассчитываем коэффициент постели цементного раствора и несущую способность свай, результаты вносим в таблицу 2.

Таблица 2 – Коэффициент постели цементного раствора и несущая способность свай

№ модели	Коэффициент постели цементного раствора $k_п$, д. ед.	Максимальная нагрузка на сваю F_{max}, кН	Допустимая нагрузка на сваю N, кН
1	0	0,0158	0,0132
2	0	0,1055	0,0879
3	0,122	9,7578	8,1315
4	0,212	21,3670	17,8058
5	0,383	64,8091	54,0076
6	1	274,3104	228,5920

В соответствии со СНиП 2.02.03-85 «Свайные фундаменты» одиночную сваю в составе фундамента и вне его по несущей способности грунтов основания следует рассчитывать исходя из условия:

$$N \le \frac{F_d}{\gamma_k}, \qquad (14)$$

где N – нагрузка, передаваемая на сваю, кН;

F_d – несущая способность сваи, кН;

γ_k – коэффициент надежности в случае определения предельной нагрузки по результатам испытаний принимается равным 1,2.

Полученные результаты исследования позволили установить зависимость абсолютной деформации сваи от коэффициента постели (рисунок 5). Эта зависимость имеет нелинейный характер.

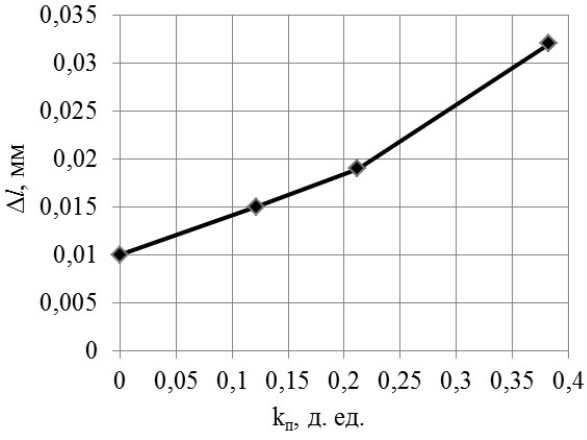


Рисунок 5 – График зависимости абсолютной деформации от коэффициента постели цементного раствора

Также по результатам исследований получена зависимость несущей способности сваи от коэффициента постели цементного раствора (рисунок 6). Эта зависимость имеет нелинейный характер и описывается полиномиальной функцией:

$$y = 534{,}44x^3 + 16{,}09x^2 + 56{,}32x + 0{,}05.$$

Коэффициент корреляции равен: R = 0,984.

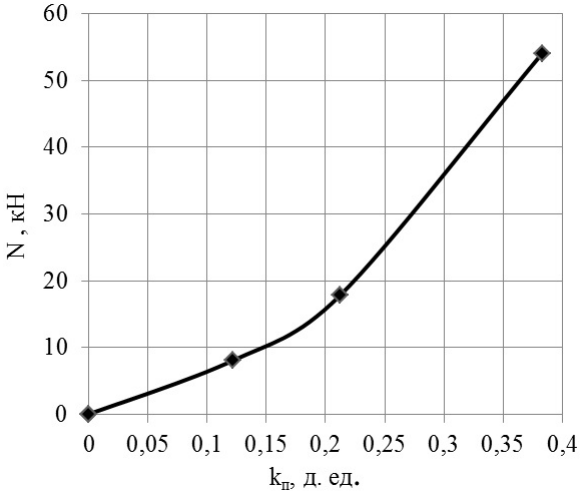


Рисунок 6 – График зависимости несущей способности сваи от коэффициента постели цементного раствора

Выводы. 1. В данной работе несущая способность буроинъекционной сваи впервые определялась с помощью лабораторных испытаний модели методом выдергивания прибором ИМП-23.

2. Установлена нелинейная зависимость несущей способности сваи от коэффици-

ента постели цементного раствора. При увеличении коэффициента постели цементного раствора с 0,122 до 0,212 и 0,383 несущая способность сваи увеличивается в 2,2 и 6,6 раза соответственно, что соответствует строительным требованиям.

3. Результаты данных исследований могут быть положены в основу разработки методики расчета буроинъекционных свай по результатам лабораторных испытаний.

Библиографический список

1. Петухов А. А. Совершенствование способа устройства инъекционных свай в слабых глинистых грунтах для условий реконструкции зданий : автореф. дис. ... канд. техн. наук : 05.23.02 / Аркадий Александрович Петухов. – М., 2006. – 22 с.

2. Швец В. Б. Усиление и реконструкция фундаментов / В. Б. Швец, В. И. Феклин, Л. К. Гинзбург. – М. : Стройиздат, 1985. – 204 с.

3. Бровин С. В. Особенности работы буроинъекционных свай усиления в массиве слабых грунтов : автореф. дис. ... канд. техн. наук : 05.23.02 / Сергей Владимирович Бровин. – С.-П., 1994.

4. Должиков П. Н. Физика движения вязкопластичных тампонажных растворов: монография / П. Н. Должиков, А. Э. Кипко. – Донецк : Вебер, 2007. – 237 с.

5. Должиков П. Н. Основы планирования и обработки результатов экспериментальных исследований : учебн. пособ. / П. Н. Должиков, С. В. Семирягин. – Алчевск : ДонГТУ, 2013. –191 с.

Рекомендована к печати д.т.н., проф. Антощенко Н. И.

Статья поступила в редакцию 22.10.13

д.т.н. Должиков П. М., Збицька В. В. *(ДонДТУ, м. Алчевськ, Україна)*

ФІЗИЧНЕ МОДЕЛЮВАННЯ РОБОТИ БУРОІН'ЄКЦІЙНИХ ПАЛЬ У РОЗУЩІЛЬНЕНИХ ҐРУНТАХ

У статті наведені результати лабораторних досліджень несучої здатності буроін'єкційної палі методом висмикування; проаналізовано залежність несучої здатності буроін'єкційної палі від коефіцієнта постелі.

Ключові слова: *фізичне моделювання, цементно-піщаний ґрунт, буроін'єкційна паля, несуча здатність, коефіцієнт постелі.*

Dolzhikov P. N., Zbitskaya V. V. *(DonSTU, Alchevsk, Ukraine)*

PHYSICAL MODELING OF ROOT PILES IN NOT COMPACT GROUND

The article presents the results of laboratory studies of the bearing capacity of root pile using the method pulling; analyzed the dependence of the bearing capacity of root pile on the coefficient of subgrade.

Key words: *physical modeling, cement-sand ground, root pile, load bearing capacity, coefficient of subgrade.*

УДК 69:536.51.083

к.т.н. Симонов С. І.,
к.т.н. Симонова І. М.,
Сова І. О.
(ДонДТУ, м. Алчевськ, Україна)

ВИЗНАЧЕННЯ ПОХИБКИ ТЕПЛОВІЗІЙНОГО ВИМІРЮВАННЯ ЗОВНІШНІХ ОГОРОДЖУВАЛЬНИХ КОНСТРУКЦІЙ

У статті наведено результати визначення похибки тепловізійних вимірювань зовнішніх огороджень на прикладі експериментальних досліджень житлового будинку серії 1-480А.

Ключові слова: *тепловізійне вимірювання, опір теплопередачі, тепловізійна зйомка, коефіцієнт випромінювання, градуювання тепловізора, реперні ділянки.*

Постановка проблеми у загальному вигляді та її зв'язок з важливими науковими та практичними завданнями. Останнім часом популярність тепловізійних досліджень зростає, як для нового будівництва, так і для визначення тепловтрат огороджувальних конструкцій вже побудованих житлових будинків.

Для вирішення проблеми нераціональних витрат тепла необхідне проведення ретельних обстежень будівель на предмет виконання норм з теплового захисту будівель.

Одним з необхідних етапів робіт на цьому шляху є проведення теплового контролю та визначення фактичних теплотехнічних характеристик будівельних конструкцій в умовах їх експлуатації.

Способи його визначення засновані на лабораторних випробуваннях зразків матеріалів, або фрагментів будівельних конструкцій в кліматичних камерах, або дослідження проводяться безпосередньо в натурних умовах експлуатації будівлі.

Однак проведення експериментальних досліджень і виявлення втрат тепла це половина шляху. Для виявлення всієї картини та отримання результатів експерименту, необхідно правильно розрахувати та отримати ці результати з необхідною точністю. У багатьох джерелах, зокрема [1], тепловізійні дослідження називають неточними, з великою похибкою вимірювання і використовують їх тільки для виявлення втрат тепла, отримують тільки картинки зображень з тепловтратами, без температурних полів і без обробки експериментальних даних.

Аналіз останніх досягнень і публікацій. В якості державного стандарту, що встановлює методи визначення опору теплопередачі зовнішніх огороджувальних конструкцій, в натурних (експлуатаційних) зимових умовах використовується ГОСТ 26254-84 «Здания и сооружения. Методы определения сопротивления теплопередаче ограждающих конструкций».

Методи визначення опору теплопередачі в натурних умовах експлуатації будівель засновані на створенні в огороджувальній конструкції умов стаціонарного теплообміну та вимірюванні температури внутрішнього і зовнішнього повітря, температури поверхонь огороджувальної конструкції, а також щільності теплового потоку, що проходить скрізь неї.

Для визначення фактичного значення термічного опору огороджувальних конструкцій згідно з нормативними документами ці два методи доцільно використовувати комплексно, тому що натурні випробування дадуть повну картину розподілу температури в товщі огородження, а тепловізійний контроль дозволить обстежити усю будівлю, а не окремі її елементи, виявити області аномальних температур.

Найбільш цікава методика визначення приведеного опору теплопередачі зовнішнього огородження безконтактним способом наведена на рисунку 1, [2].

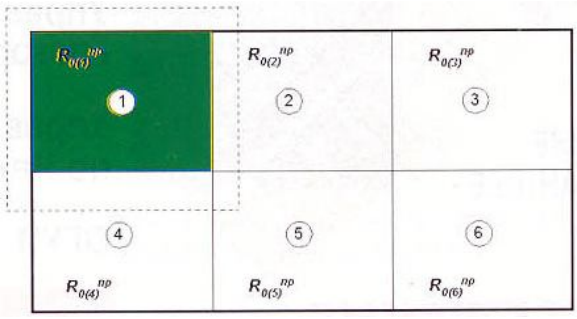


Рисунок 1 - Послідовність і обробка результатів термографування автоматизованим безконтактним способом [2]

1. Обстежувані огороджувальні конструкції розбиваються на ділянки (наприклад, на рис. 1 їх шість), зручні для термографування, з тим, щоб при подальшій обробці можна було відтворити цілісну картину зовнішнього огородження.

2. Послідовна тепловізійна зйомка кожної ділянки дає зображення, показане на рис. 1 пунктирною лінією з N-ою кількістю точок.

3. Виділивши на термограмі ділянку з відповідною кількістю точок (наприклад, на рис. 1, ділянка зображена зеленим кольором), вводяться вихідні дані, необхідні для обчислення приведеного опору теплопередачі $R_{0(1)}^{np}$: температури внутрішнього і зовнішнього повітря та коефіцієнт теплосприйняття у внутрішній поверхні.

4. ЕОМ для кожної ділянки обчислює приведений опір теплопередачі:

$$R_{0(1)}^{np},\ R_{0(2)}^{np},\ ...,\ R_{0(6)}^{np}.$$

5. Приведений опір теплопередачі всього зовнішнього огородження визначається таким чином:

$$\left[R_{0(1)}^{np} + R_{0(2)}^{np} + ... + R_{0(N)}^{np}\right] / n, \qquad (1)$$

де n – кількість ділянок, зручних для термографування.

В наш час на пострадянському просторі зовнішні огороджувальні конструкції більшості будівель і споруд не відповідають сучасним нормативним вимогам до опору теплопередачі. Тому дуже важливим є проведення масового та оперативного обстеження фактичного теплотехнічного стану будівель або, інакше кажучи, фактичного розподілу температурних полів на поверхні зовнішніх огороджувальних конструкцій будівель і споруд. Це можливо тільки проведенням тепловізійного обстеження будівлі.

Постановка завдань. Метою досліджень є виявлення особливостей проведення тепловізійних досліджень та визначення похибки визначення опорів теплопередачі зовнішніх огороджень.

Представлення основного матеріалу дослідження з повним обґрунтуванням отриманих результатів. Тепловізійні дослідження проводимо на прикладі житлового будинку серії 1-480 А в м. Алчевську, рисунок 2.

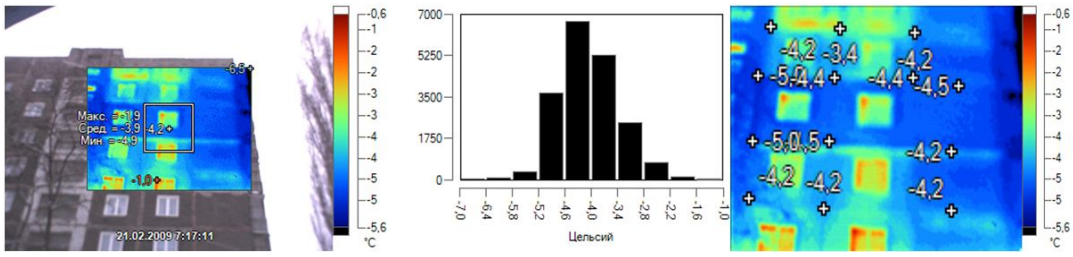


Рисунок 2 - Максимальна, середня і мінімальна температури виділеної ділянки будівлі з гістограмою та температурним полем досліджуваного фрагмента будівлі

Тепловізійне обстеження зовнішніх огороджувальних конструкцій, проводиться відповідно до ГОСТ 26629-85.

Теплотехнічні параметри базових ділянок для обстеження, визначаються відповідно до ГОСТ 26253-84 і ГОСТ 26254-84.

Тепловізійне вимірювання зовнішніх поверхонь огороджувальних конструкцій проводять в зимовий або перехідні періоди року при температурному перепаді між внутрішнім та зовнішнім повітрям (15°С), що перевершує мінімальне допустиме значення $\Delta t_{\min}$, °С, визначуване відповідно до ГОСТ 26629-85 згідно формули:

$$\Delta t_{\min} = \frac{\Theta \cdot R_0 \cdot \alpha \cdot r}{1-r}, \qquad (2)$$

де Θ – межа температурної чутливості тепловізора (°С), який працює в заданому діапазоні температур з чутливістю 0,05...0,1°С (згідно паспорту);

R_0 – значення опору теплопередачі, що приймається за проектною технічною документацією на будівлю, м^2·°С/Вт:

$$R_0 = \frac{1}{\alpha_в} + \frac{\delta}{\lambda} + \frac{1}{\alpha_н} =$$

$$= \frac{1}{8,7} + \frac{0,4}{0,44} + \frac{1}{23} = 1,068 \frac{м^2 \cdot ^\circ К}{Вт};$$

де α – розрахунковий коефіцієнт тепловіддачі, що приймається рівним:

– для внутрішньої поверхні стін за нормативно-технічною документацією на будівлю 1, 3, 6 м/с (що приймаються за СНіП 23-01-99);

– для регіону будівництва, відповідно – 11, 20, 30 Вт/м^2·°С;

r – відносний опір теплопередачі вибраної ділянки огороджувальної конструкції, що приймається рівним відношенню прогнозованого значення до проектного значення опору теплопередачі, але не більше 0,85.

$$\Delta t_{\min} = \frac{0,05 \cdot 1,068 \cdot 20}{1-0,84} = 6,7^o C;$$

$$\Delta t_{\min} = \frac{0,1 \cdot 1,068 \cdot 20}{1-0,84} = 13,35^o C.$$

За відсутності проектно-технічної документації на будівлю тепловізійна зйомка повинна проводитися при перепаді температур між внутрішнім і зовнішнім повітрям не менше 15°С. При цьому температура зовнішнього повітря повинна бути нижче 0°С.

Важливе значення має налаштування коефіцієнту випромінювання і температури фону. Встановлення правильних значень коефіцієнта випромінювання і температури фону украй важлива для точних вимірювань температури. Значення коефіцієнта випромінювання на даній камері і збережених зображеннях регулюються в діапазоні від 0,01 до 1,00 з величиною кроку 0,01. Дане значення, разом з температурою фону і випромінюванням об'єкту зйомки, вимірюваними камерою, використовується для розрахунку температур об'єкту зйомки. Значення коефіцієнта випромінювання визначаємо за допомогою таблиці в інструкції до використання тепловізора, в якій перераховані значення коефіцієнта випромінювання деяких поширених матеріалів, як посібник при встановленні коректних значень коефіцієнта випромінювання.

Відстань місця установки тепловізора L в метрах від поверхні об'єкта визначають за формулою:

$$L \le \frac{\Delta H \cdot N_c}{10\varphi}, \qquad (3)$$

де φ – кутовий вертикальний розмір поля огляду тепловізора, рад; 30 градусів = = 0,524;

ΔN – лінійний розмір ділянки захисної конструкції з порушеними теплозахисними властивостями, яка підлягає виявленню, що приймається при контролі внутрішньої поверхні від 0,01 до 0,2 м; при контролі зовнішньої поверхні – від 0,2 до 1 м;

N_c – число рядків розгортки в кадрі тепловізора; число елементів розкладання за рядком не менше 100 (в нашому випадку 480).

$$L \le \frac{1 \cdot N_c}{10 \cdot 0,524} = 1 \cdot 480/10 \cdot 0,524 = 91,6 \text{ м}.$$

Для енергетичного обстеження будівель кут візування обстежуваної поверхні приймається до 45° від нормалі до неї, поле зору об'єктива – не більше 20°, дистанція до обстежуваної поверхні – до 50 м.

Градуювання тепловізора проводять пе-

ред виміром температурних полів кожного фрагмента поверхні об'єкта з постійним коефіцієнтом випромінювання, а також при зміні об'єктива або зміні відстані.

Градуювання тепловізора проводиться для встановлення залежності між значенням його вихідного сигналу і температурою обстежуваної поверхні захисної конструкції.

Для градуювання тепловізора на обстежуваній поверхні конструкції вибирають дві, так звані реперні ділянки, доступних для вимірювання на них температур τ_1 і τ_2 в °С контактним методом.

Реперні ділянки на поверхні досліджуваного фрагменту вибирають за його тепловим зображенням на екрані тепловізора як ізотермічні ділянки, яким відповідають мінімальний і максимальний вихідні сигнали тепловізора. Лінійні розміри реперних ділянок повинні становити не менше 10% лінійних розмірів досліджуваного фрагмента. Контури реперних ділянок на фрагменті відзначають крейдою за вказівкою оператора, який спостерігає за екраном. В якості реперних допускається вибирати ділянки фрагмента, яким відповідають значення вихідних сигналів, що відрізняються від екстремальних значень не більш, ніж на 20%.

Значення вихідних сигналів тепловізора для реперних ділянок встановлюють за шкалою ізотерм тепловізора відповідно до інструкції з його експлуатації.

Для визначення похибки вимірювання використовувалися таблиці 3.1 и 3.2 [2]. Визначалася похибка методом «двох реперів».

Коефіцієнти градуювальної характеристики обчислюють за формулами:

$$A = \frac{\tau_2 - \tau_1}{L_2 - L_1}, \quad (4)$$

$$B = \tau_1 - AL_1. \quad (5)$$

Значення випадкової абсолютної похибки визначення температури $\delta\tau_{в(б)}$ в °С ділянки захисної конструкції розраховують за формулою:

$$\delta\tau = \sqrt{(\delta\tau_p)^2 + 2(A\delta L)^2} =$$
$$= \sqrt{(0{,}1)^2 + 2(1{,}5 \cdot 0{,}02)^2} =$$
$$= \sqrt{0{,}01 + 0{,}0018} = 0{,}109,$$

де $\delta\tau_p$ – абсолютна похибка вимірювання температур реперних ділянок, яка приймається за половину ціни ділення шкали вимірювального приладу, °С;

δL – похибка вимірювання вихідного сигналу тепловізора, що береться за половину ціни поділки шкали ізотерм тепловізора.

Значення випадкової відносної похибки визначення відносного опору теплопередачі δr розраховують за формулою:

$$\delta r = \frac{1}{t_в - \tau_в}\sqrt{(\delta t_в)^2 + (\delta\tau_в)^2 + (\delta\tau_б)^2}, \quad (6)$$

де $t_в$, $\tau_в$ – температури відповідно повітря і поверхні, °С;

$\delta t_в$, $\delta\tau_б$, $\delta\tau_в$ – значення абсолютних випадкових значень похибки визначення температури відповідно повітря, базової ділянки, контрольованої ділянки, °С.

Для визначення похибки при кожному температурному режимі випромінювача (у нижній, середній і верхній точках діапазону тепловізора) виконують не менше 10 вимірів.

За похибку тепловізора беруть межі сумарної похибки Δ, вираженої в градусах Цельсія, оцінюваної для кожного температурного режиму випромінювача.

За отриманими результатами вимірювань для кожного температурного режиму розраховують середнє арифметичне значення температури, $\overline{T}$, °С, за формулою:

$$\overline{T} = \frac{\sum_{i=1}^{n} T_i}{n}, \quad (7)$$

де T_i – i-й результат вимірювань температури, °С;

n – число вимірювань.

Середнє квадратичне відхилення середнього арифметичного результатів вимірювань S, °С, обчислюють за формулою:

$$S = \sqrt{\frac{\sum_{i=1}^{n}(T_i - \overline{T})^2}{n(n-1)}}. \quad (8)$$

Довірчі межі випадкової похибки ε, °С, оцінюють за формулою:

$$\varepsilon = t \cdot S, \qquad (9)$$

де t – коефіцієнт Стьюдента (при $n = 10$ і довірчої ймовірності 0,95 $t = 2{,}262$).

Різниця отриманого середнього арифметичного значення температури $\overline{T}$ і значення температури еталонного (зразкового) протяжного випромінювача, $\overline{T} - T_{э(о)}$, °С, обчислюють за формулою:

$$\Delta T = \overline{T} - T_{э(о)} \cdot \qquad (10)$$

Межу не виключення систематичної похибки тепловізора Θ, °С, оцінюють за формулою:

$$\Theta = k\sqrt{\Delta T + \Delta^2_{э(о)}}, \qquad (11)$$

де k – коефіцієнт, що залежить від обраної довірчої ймовірності; при довірчій імовірності 0,95 $k = 1{,}1$;

$\Delta_{э(о)}$ – межа похибки еталонного (зразкового) випромінювача.

Межу сумарної похибки тепловізора Δ для кожного температурного режиму обчислюють за формулою:

$$\Delta = k\sqrt{S^2 + 1/3\left(\Delta T^2 + \Delta^2_{э(о)}\right)}, \qquad (12)$$

де k – коефіцієнт, відносну величину, обчислюють за формулою:

$$k = \frac{\varepsilon + \Theta}{S + \sqrt{1/3\left(\Delta T^2 + \Delta^2_{э(о)}\right)}}. \qquad (13)$$

Межа сумарної похибки Δ, що визначена при кожному температурному режимі, не повинна перевищувати межі допустимої похибки, зазначеної в ТУ на тепловізор, що становить для даного виду тепловізора 2°С.

Розрахунок випадкової відносної похибки проводився для кожного кадру. Для одного з кадрів наведемо приклад розрахунку.

Значення випадкової відносної похибки визначення відносного опору теплопередачі δr розраховують за формулою (6):

$$\delta r = \frac{1}{21 - 17{,}9}\sqrt{(0{,}102)^2 + (0{,}1602)^2 + (0{,}109)^2} =$$

$$= \frac{\sqrt{0{,}01 + 0{,}026 + 0{,}012}}{3{,}1} = 0{,}07 \cdot$$

Значення відносної похибки не перевищили 15%. Результати вимірювань визнають достовірними, якщо відносна похибка δr не перевищує 15%.

Критичне значення відносного опору теплопередачі $r_{кр}$ захисної конструкції по лінії ізотерми визначають за формулою:

$$r_{кр} = \frac{R_0^{тр}}{R_0^{б}}, \qquad (14)$$

де $R_0^{тр}$ – необхідний опір теплопередачі, який визначається за нормативно-технічною документацією, м^2·°С/Вт;

$R_0^{б}$ – опір теплопередачі базової ділянки захисної конструкції визначають за результатами натурних вимірювань відповідно до ГОСТ 26254-84.

Розрахунки необхідного опору теплопередачі зовнішньої стіни наведеної серії проводимо згідно діючого на той момент СНіП II-А.6-62, який потім змінили на СНіП II-3-79* «Строительная теплотехника». В 1995 році в цей СНіП вносилися зміни. Пізніше в Україні ці нормативні документи були скасовані та замінені на ДБН В.2.6-31:2006 «Теплова ізоляція будівель».

Необхідний опір теплопередачі огороджувальних конструкцій (за винятком світлопрозорих), що відповідають санітарно-гігієнічним і комфортним умовам, визначають за формулою:

$$R_0^{тр} = \frac{n \cdot (t_в - t_н)}{\Delta t_н \cdot \alpha_в} \qquad (15)$$

$$R_0^{тр} = \frac{1 \cdot [18 - (-25)]}{6{,}0 \cdot 8{,}7} = 0{,}843 \text{ м}^2\text{·°С/Вт}.$$

При неможливості його визначення значення опору теплопередачі обчислюють згідно з нормативно-технічною документацією за даними проекту захисної конструкції. Приймаємо

$$R_0^{б} = 1{,}068 \text{ м}^2\text{·°С/Вт};$$

$$r_{кр} = \frac{R_0^{тр}}{R_0^{б}} = \frac{0{,}843}{1{,}068} = 0{,}789,$$

але не більше 0,85.

Висновки і перспективи подальшого розвитку. З вищесказаного можна зробити висновок, що точність тепловізійних випробувань відповідає вимогам ГОСТу. Звичайно ж тепловізійні дослідження мають цілий ряд особливостей: це величезна кількість кадрів та обробка великої кількості температурних точок. Дослідження необхідно проводити з урахуванням коефіцієнта випромінювання матеріалів і проводити обов'язкове градуювання тепловізора. Температура поверхонь будівельних конструкцій залежить від теплофізичних властивостей їх матеріалів, наявності теплопровідних включень, як конструктивно обумовлених, так і випадкових, таких, що є технологічними або конструктивними дефектами. Якщо користуватися традиційними методами, то для визначення теплофізичного стану огороджувальних конструкцій будівлі необхідно встановити декілька сотень або тисяч термодатчиків. Звісно, велика трудомісткість і висока вартість такої роботи затрудняє здійснення необхідного контролю теплофізичних властивостей під час приймання будівель в експлуатацію і, особливо, перед капітальним ремонтом або реконструкцією. Тепловізор дозволяє не лише одночасно зареєструвати більше 65000 значень температур, усереднених на площі в декілька квадратних сантиметрів (див. гістограми до кожного кадру), але й отримати тепловий «портрет» огороджувальної конструкції будівлі, проаналізувати зображення на комп'ютері та прийняти експертний висновок за способом теплоізоляції будівлі, а після виконання робіт по утепленню – знов зняти тепловий «портрет» огороджувальної конструкції та перевірити якість виконаних робіт. Після комп'ютерної обробки зображення і роздруківки на кольоровому принтері теплові «портрети» можуть бути офіційними документами стану конструкції будівлі.

Звичайно, краще було б використовувати відразу ж два методи одночасно, особливо для нового будівництва, де необхідно визначати тепловий потік, що проходить через конструкції.

Проведені тепловізійні експериментальні дослідження дозволяють швидко, масово й оперативно, в режимі реального часу, не руйнуючи конструкцію стіни, визначити фактичні опори теплопередачі конструкції, виявити її дефекти , а також неякісну теплоізоляцію стін.

Бібліографічний список

1. Соколов Н.А.Метрологическое обеспечение теплозащиты зданий в условиях эксплуатации / Н.А. Соколов, Петров С.Г. // СтройПРОФИль. - 2008. - №5(67). – С.122-123.

2. Гурьянов Н.С. Способ оценки фактической величины приведенного сопротивления теплопередаче наружных ограждений / Н.С. Гурьянов // Строительные материалы, оборудование, технологии XXI века. – 2002. - № 12(47). – С. 20 – 24.

Рекомендована до друку д.т.н., проф. Дроздом Г. Я.

Стаття надійшла в редакцію 18.10.13.

к.т.н. Симонов С. И., к.т.н. Симонова И. Н., Сова И. О. *(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)*

ОПРЕДЕЛЕНИЕ ПОГРЕШНОСТИ ТЕПЛОВИЗИОННОГО ИЗМЕРЕНИЯ НАРУЖНЫХ ОГРАЖДЕНИЙ

В статье приведены результаты определения погрешности тепловизионных измерений наружных ограждений на примере экспериментальных исследований жилого дома серии 1-480А.

Ключевые слова: *тепловизионные измерения, сопротивление теплопередачи, тепловизионная съемка, коэффициент излучения, градуировка тепловизора, реперные участки.*

Simonov S. I., Simonova I. N., Sova I. O. *(DonSTU, Alchevsk, Ukraine)*

DETERMINATION OF MEASUREMENT ERROR OF THE CLADDINS THERMAL IMAGING

The article presents the results of finding out the error of thermal imaging measurements of claddings on the example of experimental research of a series 1-480A house.

Keywords: *thermal measurement, resistance to heat transmission, thermal imaging survey, radiating capacity, thermographic camera calibration, reference areas.*

УДК 69:624.131.43

к.т.н. Карапетян С. Х.,
к.т.н. Усенко В. Н.
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)

НАПРЯЖЕННО-ДЕФОРМИРОВАННОЕ СОСТОЯНИЕ БЕТОНА В ЖЕЛЕЗОБЕТОННЫХ ВНЕЦЕНТРЕННО СЖАТЫХ ЭЛЕМЕНТАХ ПРИ ПОВТОРНЫХ НАГРУЖЕНИЯХ

Статья посвящена экспериментальному исследованию работы бетона в железобетонных внецентренно сжатых элементах в условиях повторных нагружений. Приведены результаты экспериментальных исследований влияния повторных нагружений и способ оценки процесса деформирования бетона сжатой зоны стоек при повторных нагружениях.

Ключевые слова: *бетон, железобетон, внецентренное сжатие, прочность, деформации, малоцикловые нагружения, количество циклов нагружений, напряженно-деформированное состояние.*

Проблема и ее связь с научными и практическими задачами.

В строительстве одним из путей повышения эффективности, долговечности и надежности железобетонных конструкций является совершенствование методов их расчета, учитывающих как физическую нелинейность материалов, так и изменение геометрии конструкций в процессе деформирования. В большинстве случаев ряд строительных конструкций подвергаются действию немногократно повторных (малоцикловых) нагружений, которые нередко превышают расчетные значения. При этом разрушение конструкций может происходить вследствие малоцикловой усталости, обусловленной упругопластическим деформированием бетона. Поэтому интерес к проблематике малоцикловой усталости железобетона и исследование влияния малоцикловых нагружений на диаграмму деформирования бетона и напряженно-деформированное состояние железобетонных конструкций в настоящее время являются актуальными [1, 2]. При повторных нагружениях (в отличие от однократных) сопротивление материалов разрушению зависит от их способности сопротивляться циклическому деформированию. Поэтому разрабатываемые методы расчета должны быть построены на основе реальных диаграмм деформирования, учитывающих изменение физико-механических свойств бетона и арматурной стали в зависимости от условий эксплуатации конструкции [1, 2, 3].

Результаты экспериментальных исследований [2, 3, 4, 5] показывают, что диаграммы деформирования бетона при повторных нагружениях изменяются (трансформируются). Это свидетельствует об изменении деформативных и прочностных свойств бетона, что в основном связано с накоплением пластических (необратимых) деформаций. Особенностью работы бетона при этом является то, что он в зависимости от параметров (уровня, скорости, коэффициента асимметрии и количества циклов) повторных нагружений последовательно проходит присущие ему три характерных стадии упругопластического деформирования: интенсивный выбор пластических деформаций (уплотнение бетона), условная стабилизация приращений деформаций (упругая работа бетона), ускоренный рост деформаций (разуплотнение структуры бетона). Такая закономерность деформирования сжатого бетона, как показывают опыты [3, 6], наблюдается и при испытании железобетонных внецентренно сжатых и изгибаемых элементов. Это позволяет заключить, что характер деформирования и механизм потери несущей способности железобетонных конструкций зависят

от особенностей деформирования исходных материалов. Однако с точки зрения оценки процессов упругопластического деформирования бетона, железобетона и выполненных из них элементов конструкций представляют интерес графики нарастания деформаций. Они отражают зависимость между деформациями и числом циклов нагружений, т.е. кинетику деформирования материала. Для оценки напряженно-деформированного состояния конструктивных элементов можно также использовать кривые нарастания перемещений, которые дают возможность проанализировать закономерность изменения прогибов в зависимости от количества циклов нагружений.

Цель работы – исследование напряженно-деформированное состояние и работы бетона в железобетонных элементах при малоцикловых нагружениях.

Изложение материала и его результаты. В лаборатории кафедры "Строительные конструкции" были проведены экспериментальные исследования влияния немногократно повторных (малоцикловых) нагружений высоких уровней на несущую способность внецентренно сжатых стоек. На рисунках 1 и 2 соответственно представлены кривые нарастания деформаций (кривые циклической ползучести) бетона сжатой фибры и прогибов стоек серий С-II и С-III [3].

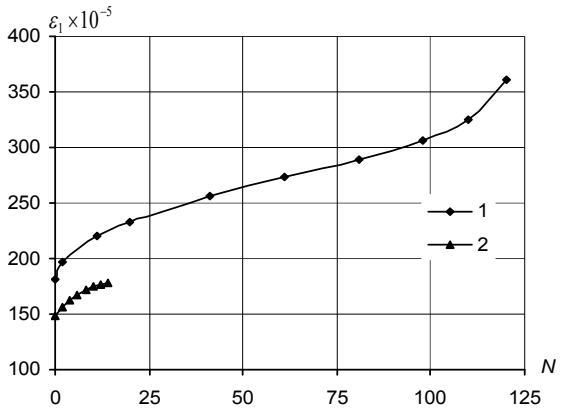


Рисунок 1 – Кривые нарастания деформаций на сжатой фибре стоек: 1-серия С-III, 2-серия С-II

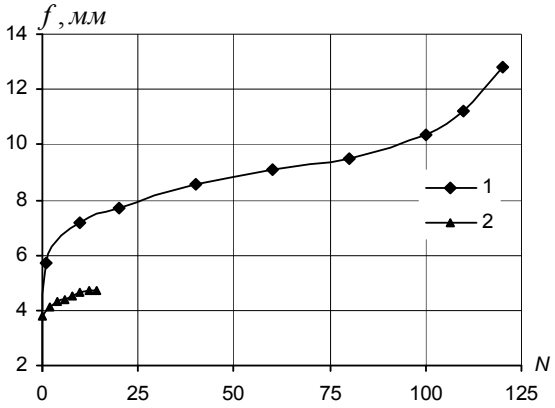


Рисунок 2 – Кривые нарастания прогибов в середине стоек: 1-серия С-III, 2-серия С-II

Стойки серии С-II испытаны на базе 14 предварительных циклов после, которых доводились до разрушения однократным нагружением, а стойки серии С-III – подвергались воздействию повторных нагруженияй вплоть до разрушения.

Из рисунков видно, что по своему характеру кривые близки между собой и аналогичны кривым ползучести при длительном действии нагрузки и имеют характерные участки (серия С-III), соответствующие трем стадиям упругопластического деформирования бетона.

Из рисунков также видно, что нарастание деформаций и прогибов стоек вначале происходило интенсивно, но с уменьшением скорости деформирования (I участок). Затем процесс деформирования стабилизируется (условно), то есть, увеличение деформаций и прогибов происходило с постоянной скоростью (II участок). Далее интенсивность деформирования снова возрастала (до предельных значений), и приводила к чрезмерному увеличению прогибов, вследствие чего стойки разрушались (III участок). Кривые стоек серии С-II отличаются от С-III тем, что у них отсутствуют участки II и III. Это связано с тем, что они доводились до разрушения в период стабилизации роста деформаций. Необходимо отметить, что нарастание деформаций в условиях повторных нагружений в основном происходило за счет развития циклической ползучести, которая способствовала росту остаточных дефор-

маций и прогибов стоек. Последние приводили к увеличению начального эксцентриситета приложения сжимающей нагрузки и внешнего изгибающего момента. Рост остаточных (пластических) деформаций является признаком наступления малоцикловой усталости в результате постепенного накопления микроповреждений в бетоне.

Выводы и направление дальнейших исследований.

В железобетонных внецентренно сжатых элементах при немногократно повторных нагружениях бетон последовательно проходит три стадии упругопластического деформирования. Стабилизация роста деформаций бетона и прогибов стоек (приспособляемость) наступает после 5-10 циклов, что может являться критерием для назначения количества циклов в условиях малоцикловых нагружений. Несущая способность и характер разрушения внецентренно сжатых элементов зависят от особенностей деформирования бетона при подобном характере нагружений.

В настоящее время в нормативных документах отсутствует методика расчета строительных конструкций при малоцикловых нагружениях. В связи с этим назрела необходимость создания единой методики расчета, учитывающей особенности изменения физико-механических свойств бетона и арматурной стали в зависимости от реальных условий эксплуатации конструкций.

Библиографический список

1. Бамбура А.Н. Работа изгибаемых железобетонных элементов при немногократно повторных нагружениях высокого уровня / А.Н. Бамбура, Т.Н. Подобенко. - Деп. во ВНИИИС Госстроя СССР. - Вып. 8. – 1988. - № 8346.

2. Подобенко Т.Н. Напряженно-деформированное состояние железобетонных изгибаемых элементов при кратковременных повторных нагружениях: автореф. дис. … канд. тех. наук: 05.23.01 / Т.Н. Подобенко. – Киев, 1991. - 17 с.

3. Карапетян С.Х. Результаты экспериментальных исследований влияния немногократно повторных нагружений на несущую способность внецентренно сжатых стоек / С.Х. Карапетян, А.И. Давиденко, А.П. Иванов, В.В. Псюк // Зб. наук. праць. - Будівельні конструкції. - Київ. НДІБК, 2005. - вип. 62. - том 1. - С. 131-136.

4. Панчук Ю.Н. Напряженно-деформированное состояние бетона при малоцикловых статических нагружениях высоких уровней / Ю.Н. Панчук, Ю.А. Крусь // Материалы международной научно-практической конференции "Совершенствование строительных материалов, технологий и методов расчета конструкций в новых экономических условиях". - Сумы, 1994. - С. 170-171.

5. Ставров Г.Н. Прочность и деформативность бетона при повторно статических нагружениях / Г.Н. Ставров, В.В. Руденко, А.А. Федосеев // «Бетон и железобетон», 1985. - № 1. - С. 33-34.

6. Панчук Ю.М. Робота згинальних залізобетонних елементів зі змішаним армуванням при високих рівнях малоциклового навантаження: автореф. дис. … канд. тех. наук: 05.23.01 / Ю.М. Панчук. – Львів, 2000. - 18 с.

Рекомендована к печати д.т.н., проф. Должиковым П. Н.

Статья поступила в редакцию 30.10.13.

к.т.н. Карапетян С. Х., к.т.н. Усенко В. М. *(ДонДТУ, м. Алчевськ, Україна)*

НАПРУЖНО-ДЕФОРМОВАНИЙ СТАН БЕТОНА В ЗАЛИЗОБЕТОННИХ ПОЗАЦЕНТРОВО СТИСНУТИХ ЄЛЕМЕНТАХ ПРИ ПОВТОРНИХ НАВАНТАЖЕННЯХ

Стаття присвячена експериментальному дослідженню роботи бетону в залізобетонних позацентрово стиснутих елементах в умовах повторних навантажень. Наведено результати

експериментальних досліджень впливу повторних навантажень та спосіб оцінки процесу деформування бетону стиснутої зони стояків при повторних навантаженнях.

Ключові слова: *бетон, залізобетон, позацентрове стиснення, міцність, деформації, малоциклові навантаження, кількість циклів навантажень, напружено-деформований стан.*

Karapetyan S. Kh., Usenko V. N. *(DonSTU, Alchevsk, Ukraine)*

STRESS-STRAIN STATE OF CONCRETE IN CONCRETE ECCENTRICALLY LOADED ELEMENT UNDER REPEATED LOADINGS

The article is devoted to the experimental study of reinforced concrete elements eccentrically compressed under repeated loadings. The results of experimental studies of the effect of repeated loadings and the method of evaluation of the process of deformation of the concrete compression zone racks with repeated loading.

Key words: *concrete, reinforced concrete, eccentrically loaded, strength, deformation, small cycle repeated, number of loading cycles, stressed and strain state.*

УДК 69:656.072.132

Лахтин К. И.,
к.т.н. Симонова И. Н.,
к.т.н. Симонов С. И.
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)

ОСНОВНЫЕ ПРИНЦИПЫ ПРОЕКТИРОВАНИЯ ОСТАНОВОК ОБЩЕСТВЕННОГО ТРАНСПОРТА

В статье приведены проблемы основных принципов проектирования остановок общественного транспорта, приведен опыт проектирования и примеры проектов остановок.

Ключевые слова: *малые архитектурные формы, архитектурно-планировочные решения, остановки общественного транспорта.*

Постановка проблемы в общем виде и ее связь с важными научными и практическими заданиями.

Улучшение внешнего облика городов во многом зависит не только от архитектурных решений проектируемых зданий и сооружений, но и от качественных мероприятий по благоустройству территории и оснащение их предметно-пространственными элементами, в число которых входят малые архитектурные формы. В законе Украины о регулировании градостроительной деятельности дается определение малой архитектурной форме, что это небольшое сооружение декоративного, вспомогательного или другого назначения, которое используется для улучшения эстетичного вида общественных мест и городских объектов, организации пространства и дополняет композицию зданий, их комплексов, [1].

Порой малые архитектурные формы улучшают внешний вид целых микрорайонов и отвлекают от неприглядной серости жилых домов, особенно в г. Алчевске, где в настоящее время осуществляется хаотичное лоскутное утепление зданий, что уродует и без того их непрезентабельные фасады.

Оживить внешний облик городов способны малые архитектурные формы, а одним из видов малой архитектурной формы в городах являются остановки общественного транспорта.

Проектирование, казалось бы, таких простых объектов строительства как остановки общественного транспорта, имеет ряд своих особенностей: данные малые архитектурные формы должны не только отвечать соответствующим техническим требованиям и своему функциональному назначению, но и иметь красивый внешний облик и гармонировать с окружающей средой.

Анализ последних достижений и публикаций.

Одним из документов, согласно которому должны проектироваться остановки общественного транспорта на территории Украины являются «Правила размещения и оборудования остановок городского электро- и автомобильного транспорта», [2].

Во многих городах остановки общественного транспорта являются визитной карточкой города и во многом могут, как улучшать внешний вид улиц, так и повышать комфортность ожидания автотранспорта. Мировой опыт проектирования остановок очень многообразен и богат как нестандартными положительными примерами, так и вычурными, неудачными творениями.

Для каждого населенного пункта должны существовать свои требования к архитектурному решению остановки и материалу для ее изготовления. Примеры архитектурных решений таких остановок открытого типа приведены на рисунке 1.

Рисунок 1 – Удачные архитектурные решения остановок общественного транспорта открытого типа, гармонирующие с окружающим ландшафтом и архитектурой жилых домов

Если архитектура города достаточно многогранна и имеет богатое историческое наследие, то логично было бы проектировать незаметные стеклянные остановки так, чтобы они не контрастировали с архитектурой домов и гармонировали с окружающей средой. Кроме того, если окружающий ландшафт имеет приятный и ухоженный вид, то правильнее было бы не выделять остановку общественного транспорта вычурной архитектурой, закрыв ею окружающие пейзажи, а проектировать ее из прозрачных материалов, чтобы была возможность любоваться пейзажем в ожидании общественного транспорта.

Недостатком таких остановок, на наш взгляд, является слабая защита ожидающих людей от воздействия окружающей среды в виде дождя, снега и солнечной радиации. Наличие открытых остановок предполагает непродолжительное ожидание транспорта в связи с его пунктуальной работой, а также небольшое расстояние между остановками.

Этот недостаток удачно устраняют остановки закрытого типа, приведенные на рис. 2.

Архитектура остановок должна идти в ногу со временем и современными технологиями и учитывать то, что человек не хочет зря терять время в ожидании автотранспорта. Одни из вариантов наиболее технологичных остановок общественного транспорта представлены на рис. 3, 4.

Рисунок 2 – Варианты остановок закрытого типа

Рисунок 3 – Остановка общественного транспорта, созданная дизайнером Майком МакКеем (Mike McKay), для города Лексингтона в штате Кентукки, США

Власти города заказали максимально функциональные остановки, имеющие компьютеры с сенсорными экранами и доступом в Интернет, для пассажиров общественного транспорта. Пассажиры смогут прочесть свежие новости, узнать прогноз погоды, проверить почту т.д. Остановки так сконструированы, что им не нужна техническая поддержка.

Существуют интересные решения остановок, удачно вписывающихся в стиль архитектуры окружающей среды и гармонирующих с архитектурой зданий, рис. 4.

Существуют яркие архитектурные решения остановок, которые не требуют незаметности, а наоборот, ярко выделяются в архитектуре городской застройки и привлекают внимание. Примеры таких малых архитектурных форм приведены на рис. 5, 6.

Рисунок 4 – Пример остановки общественного транспорта, вписывающейся в архитектуру прилегающих зданий

Рисунок 5 – Примеры яркого решения остановок общественного транспорта

Рисунок 6 – Остановка в виде ворот футбольного поля в Бразилии

В стране футбола Бразилии и остановки тематического значения посвящены тому, чем живет страна и напоминают ворота футбольного поля, рис. 6

Постановка задач. Целью исследований является, разработка архитектурных решений остановок общественного транспорта согласно современным нормам проектирования и гармонично вписывающихся в архитектуру городских улиц, улучшающие их внешний вид.

Представление основного материала исследований с полным обоснованием полученных результатов.

Прежде всего, дадим определение, что же такое остановка общественного транспорта – это специально отведенное общественное место, предназначенное для посадки/ высадки пассажиров рейсового наземного общественного транспорта (автобус, троллейбус, трамвай).

Определимся с некоторыми принципами проектирования остановок. Территориально остановка городского транспорта включает посадочную площадку для пассажиров и место для остановки маршрутных транспортных средств. Остановка начинается от места установки соответствующего дорожного знака (согласно ДСТУ 2586-94) и размещается от него в направлении, обратном движению транспорта. Согласно правилам проектирования, ширина посадочной площадки определяется величиной пассажирооборота остановки, временем ожидания пассажирами транспортных средств и должна составлять не менее 1,5 м. Посадочные площадки должны иметь покрытие, которое легко поддается чистке. Застой воды на покрытии после мытья остановки или дождя не допускается. Необходимо при проектировании остановки учитывать и то, что на посадочных площадках не должно быть зеленых насаждений, киосков, рекламоносителей и других объектов и сооружений (кроме киосков для продажи проездных билетов и лавочек с навесом либо павильонов для пассажиров), которые б создавали препятствие нормальному функционированию остановки. На остановках городского транспорта должна быть размещена маршрутная информация в связи с ГОСТ 25869-90, рис.7. На каждой остановке должны быть установлены урны для мусора, если частота движения маршрутных и транспортных средств составляет в пределах 30 единиц в час - другой, если больше - по две-три урны. Урны размещают в начале и в конце посадочной площадки так, чтобы они не мешали пассажирам осуществлять посадку и высадку с транспортных средств, как и ряды с навесом (павильона). Освещенность остановок городского транспорта и подходов к ним в темное время суток должна быть не меньше 15 лк.

Рисунок 7 – Табло с прогнозом прибытия городского транспорта в Германии

Наиболее прогрессивные остановки общественного транспорта существуют в Германии, рисунок 7. На остановке существует табло с точным графиком: когда фактически приедет автобус и полное расписание, и маршрут прохождения по другим остановкам. На табло указана карта района, где светящимися точками указаны едущие автобусы всех маршрутов, а также отмечены пробки.

Подобный опыт проектирования светящихся табло с прогнозами вводят в Киеве.

В России, в Белгородской области, решили поменять остановки и главное условие, которое ставилось разработчикам - это безопасность людей, находящихся на остановке. Разработкой таких остановок занялось общественное движение в Москве. Предлагается на всех остановках установить "лежачих полицейских", в которые вмонтированы пьезоэлементы и генераторы энергии. При проезде транспорта через эти устройства, генератор будет вырабатывать электричество, которое будет аккумулироваться и с наступлением темноты включать освещение пешеходной зоны. Разрабатывается проект остановок с установкой датчиков движения, чтобы свет включался при приближении пешехода к переходу и выключался через определенный промежуток времени.

Безусловно, мы не можем пока привести фотографии остановок в городе Алчевске, а только некоторые проекты этих малых архитектурных форм, которые на наш взгляд, гармонично вписывались бы в архитектуру города. Имеется большое количество архивных проектов остановок на кафедре архитектурного проектирования и архитектурных конструкций, которые с каждым годом все накапливаются. При проектировании остановки применяем табло с расписанием движения общественного транспорта и маршрута его движения. Кроме того, в обязательном порядке предусматриваем карту города с маршрутами движения автотранспорта.

Чтобы не отвлекать водителей во время движения автотранспорта и для безопасности движения (особенно в маршрутках), на остановках располагаем пункты по продаже билетов. На многолюдных остановках можно разместить пункты по продажам карточек пополнения счетов мобильных телефонов, воды, газет, предусматриваем зарядку мобильного, зону бесплатного или платного wifi и т.п.

Для безопасной посадки пассажиров на остановке предусматриваем остановочный карман, оборудуем защитными армированными полуметровыми столбиками и увеличиваем высоту тротуара. А для защиты пассажиров от неблагоприятных погодных условий и защиты от брызг из-под колёс проходящего мимо транспорта – оснащённый остановочный павильон с остеклёнными перегородками, рисунок 8.

Для нашего региона применяем покатую крышу с обязательным водостоком. Желательно предусмотреть установку автоматических туалетов в комплексе с остановочным павильоном. В идеальных условиях, предусматриваем парковку для велосипедов с креплениями для замков.

Остановка должна быть хорошо освещена в вечернее время, поэтому на ней располагаем светильники.

Из множества проектов приводим некоторые из них, которые можно, на наш взгляд, применить в городе Алчевске, рисунок 9.

Рисунок 8 – Остановки, оборудуемые защитными армированными полуметровыми столбиками, увеличенной высотой тротуара и защитой от брызг из-под колёс проходящего мимо транспорта – оснащённый остановочный павильон с остеклёнными перегородками

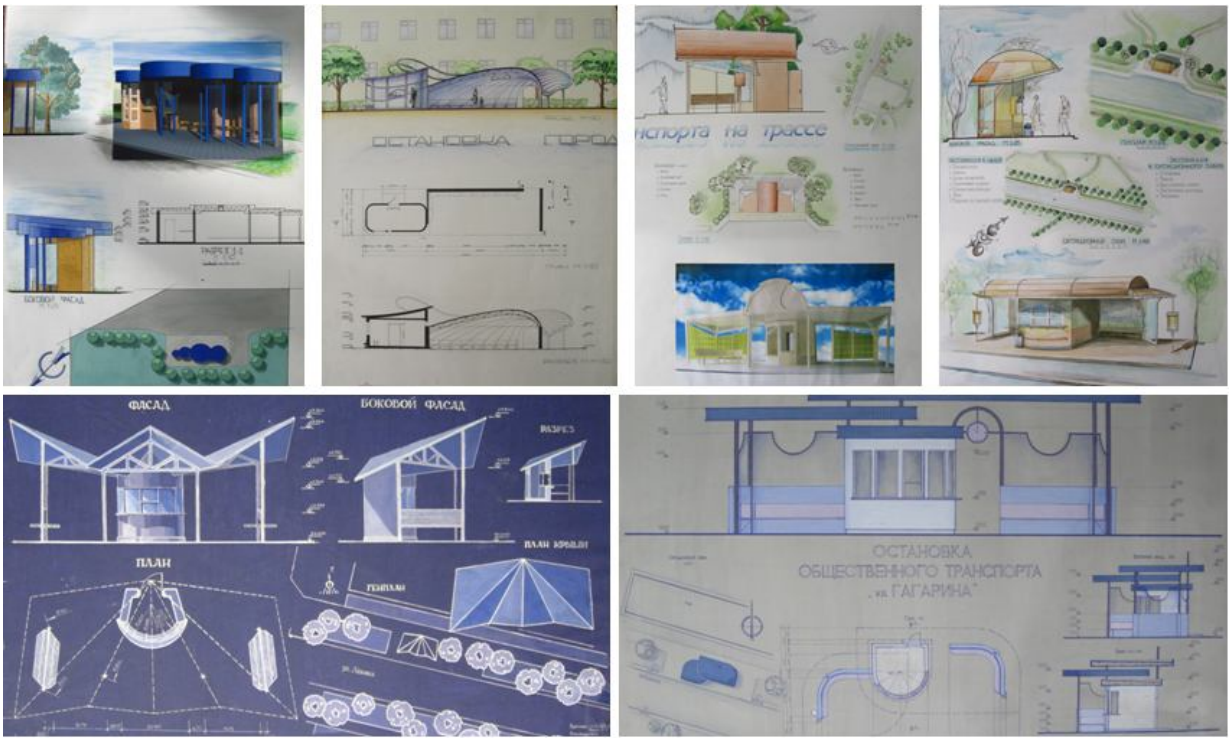


Рисунок 9 – Архитектурные решения проектов остановок общественного транспорта, выполненные студентами-архитекторами 2-го курса ДонГТУ для г. Алчевска

Выводы и перспективы дальнейшего развития. Из вышесказанного можно сделать вывод, что остановка имеет следующие основные аспекты: укрытие от неблагоприятных погодных условий, функциональность т.е. оптимальное использование времени при ожидании транспорта и эстетичность - гармония с окружающим ландшафтом и архитектурой города. Можно выделить главную функцию современной остановки – это информационная, т.е. человеку нужно точно знать расписание движения автотранспорта и сколько времени ему ожидать его появления. Существует разнообразие дизайна остановок: они могут иметь различную конфигурацию в плане, любую форму, освещение и материал. Одни благодаря хорошо подобранному внешнему виду, прекрасно вписываются в существующую окружающую среду, а другие становятся вычурными и портят городской пейзаж, подчеркивая недостатки того или иного места. Казалось бы, такая мелочь, но она может, как улучшить, так и ухудшить благоустройство города.

Дальнейшие исследования будут направлены на последующую разработку проектов малых архитектурных форм, которые будут включать в себя не только проекты остановок, но и детских площадок.

Библиографический список

1. Про регулювання містобудівної діяльності. Верховна Рада України; Закон від 17.02.2011 № 3038-VI // Офіційний вісник України. – 2011. - №18. - С.132 – 162.

2. Правила розміщення та обладнання зупинок міського електро та автомобільного транспорту [Электронный ресурс] : [Затверджено Наказом Державного комітету України по житлово комунальному господарству від 15.05.95 р. № 21]. – Режим доступа: http://zakon4.rada.gov.ua/laws/show/z0160-95

Рекомендована к печати д.т.н., проф. Дроздом Г. Я.

Статья поступила в редакцию 18.10.13.

Лахтін К. І., к.т.н. Симонова І. М., к.т.н. Симонов С. І. *(ДонДТУ, м. Алчевськ, Україна)*

ОСНОВНІ ПРИНЦИПИ ПРОЕКТУВАННЯ ЗУПИНОК ГРОМАДСЬКОГО ТРАНСПОРТУ

У статті наведені проблеми основні принципів проектування зупинок громадського транспорту, наведено досвід проектування та приклади проектів зупинок.

Ключові слова: *малі архітектурні форми, архітектурно-планувальні рішення, зупинки громадського транспорту.*

Lakhtin K. I., Simonova I. N., Simonov S. I. *(DonSTU, Alchevsk, Ukraine)*

BASIC PRINCIPLES OF DESIGNING PUBLIC TRANSPORT STOPS

The article discusses the problem of basic design principles for public transport stops and provides examples of developments on design of the stops.

Key words: *hardscape elements, architectural and planning decisions, public transport stops.*

УДК624.154.51.046.5

Абед С.Ф.
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)

ИССЛЕДОВАНИЯ ПРОЧНОСТИ ГРУНТОГЛИНОЦЕМЕНТНОЙ СВАИ В ПЕСЧАНЫХ И СУГЛИНИСТЫХ ГРУНТАХ

В работе приведены результаты лабораторных исследований прочности на сжатие грунтоглиноцементной сваи в песчаных и суглинистых грунтах, которые положены в основу для проектирования параметров реконструкции фундаментов.

***Ключевые слова**: грунтоцементная свая, прочность, растворы, песок, суглинок.*

Актуальность проблемы. В ближайшие годы стране предстоит большая работа по реконструкции жилых зданий и действующих предприятий. При этом рост производства, может быть, достигнут, в значительной степени, за счет усовершенствования технологических процессов, производственных режимов и максимального использования существующих площадей. Поскольку среди строительных конструкций, используемых уже многие годы в производственных зданиях, преобладают железобетонные, обобщение и анализ существующих предложений по проектированию и применению эффективных способов усиления таких конструкций и их соответствующая систематизация имеют важное народно-хозяйственное значение. Необходимо также учитывать, что почти 90% территории Украины подвержены воздействию сложных инженерно-геологических условий строительстве, в том числе около 70% территории занимают просадочные грунты. Строительство и эксплуатация зданий на таких грунтах, деформативность которых резко увеличивается при их обводнении, сопровождаются появлением и развитием значительных и даже аварийных деформаций в железобетонных конструкциях. Это обстоятельство накладывает свой отпечаток на проектирование и выбор способов усиления конструкций, имея в виду при этом, что их усилению должны предшествовать работы по ликвидации источников замачивания грунтов и дополнительные изыскания на площадке объекта для выбора оптимального способа усиления основания [1].

Одним из инженерных решений, обеспечивающих устойчивость и эксплуатационную надежность проектируемых сооружений, является укрепление толщи слабых грунтов основания с помощью струйной цементации. Технология струйной цементации грунтов получила широкое распространение при решении сложных задач в области подземного строительства. [2,3].

Технология заключается в разрушении грунта высоконапорной струей цементного раствора с одновременным перемешиванием грунта с цементным раствором. В результате в грунтовом массиве образуется колонны из нового материала – грунтобетона, обладающего высокими прочностными и противофильтрационными характеристиками [4]. Глиноцементный раствор для формирования грунтовых свай ранее не применялся.

Цель работы. Исследование прочности грунтоглиноцементных свай, которые формируются из глиноцементно-силикатного раствора в песчаных и суглинистых грунтах.

Изложение основного материла. Основной задачей работы предусматривается определение прочности грунтоглиноцементной сваи, которая изготовлена в лабораторных условиях из глиноцементо-силикатного раствора с песчаными и суглинистыми грунтами, определение её физических и механических свойств.

В работе применялись следующие методы исследований:

- физические свойства определяли:

а) сроки схватывания, нормальную густоту твердения – по ДСТУ Б В.2.7-185:

2009. [Цементи. Методи визначення нормальної густоти, строків тужавлення та рівномірності зміни об'єму];

б) плотность и подвижность раствора – по ДСТУ Б В.2.7-23-95 [Розчини будівельні . Загальні технічні умови];

- механические свойства определяли:

а) прочность при сжатии – по. ДСТУ Б В.2.7-187: 2009. [Будівельні матеріали. Цемент. Методи визначення міцності на згин і стиск].

Проведение эксперимента. Для изучения характеристики грунтоглиноцемента были проведены лабораторные исследования прочности грунтоглиноцемента, который состоит из глиноцементо-силикатного раствора с грунтом. Для целей эксперимента было использовано два типа грунта, суглинок (число пластичности Ip = 15) и мелкий песок средней плотности. Грунты были естественной влажности. Выбор пропорции следующий: 15% вода, 21,5% цемент,63,5% песок и 21,5% вода, 19,5% цемент,59% суглинок от веса скелета грунтоглиноцементной сваи.

Основными факторами, от которых зависит прочность грунтоглиноцементного камня, являются содержание цемента в композиции "цемент-грунт", водоцементного соотношения в грунтоглиноцементной смеси, литологии грунтов, свойства добавок:

- В/Ц соотношение. В зависимости от класса задач применяют растворы с различными водоцементным соотношением. Стандартным считается соотношение В/Ц =1,0. Но, как показывает практика, оно приводит к более быстрому износу технологического оборудования. Именно по этом причинам на практике не применяется отношение ниже. (В/Ц = 0,7).Верхний предел практически не ограничен [4] . Однако в экспериментальной работе было принято В/Ц = 0,7 для песчаного грунта и В/Ц = 1,1 для суглинистого грунта, которое является подходящим количеством для раствора. Эти соотношения при добавлении к грунту дают однородность смеси.

- Цемент. Цемент, который использован в экспериментальной работе, был портландцемент марки М500 ПЦІ (без добавки). Для приготовления образцов использовали состав «цемент-грунт» (1:3) для песка и суглинка.

- Добавки. Добавки из бентонита и силиката натрия. Наиболее опробованным является добавление в цементный раствор бентонита, увеличивающего водонепроницаемость грунтоцемента. Обычно бентонит добавляют в соотношении 1:3 % от массы цемента [4]. В экспериментальной работе это количество было принято в количестве 1; 1,5; 2; 2,5 % от массы цемента. Для ускорения срока схватывании применяли силикат натрия в количестве 1 % от массы цемента для всех растворов. Общее количество добавки было 2; 2,5; 3; 3,5 % от массы цемента.

Для приготовления грунтоглиноцементного образца на первом этапе были подготовлены растворы, смешаны сухие материалы, которые состоят из цемента М500 ПЦІ и бентонита, и после этого добавлены силикат натрия и вода, тщательно перемешан раствор до однородности. На втором этапе раствор с грунтом тщательно перемешивался, смесь заливали в готовые, кубической формы с размерам (10×10×10) см, заготовки. Образцы были оставлены на сутки, после чего их достали и хранили на полке запирающегося инвентарного ящика с сетчатыми стенками и непромокаемой крышей. Испытания проводились для шести проб грунтоглиноцементна для каждого времени твердения 7, 14, 28 суток. Также испытывали на прочности на сжатие для 7, 14, 28 суток.

Вид приготовленных грунтоглиноцементных образцов приведен на рисунке 1. Фрагмент определения прочности на сжатие приведен на рисунке 2.

Результаты экспрементов и характеристики глиноцементно – силикатных растворов приведены в таблице 1.

Результаты физико – механически характеристик грунтоглиноцементных образцов приведены в таблице 2, 3.

На рисунке 3, 4 представлена закономерность изменения прочности при сжатии грунтоглиноцементных образцов в 7, 14, 28 суточном возрасте в зависимости от содержания наполнителя в песчаных и суглинистых грунтах.

На рисунке 5 представлена закономерность набора прочности при сжатии грунтоглиноцементной образцов в 28-суточном возрасте в зависимости от содержания наполнителя в песчаных и суглинистых грунтах.

а) формы 3фк (10×10×10)

б) формы после заполнения смесью

в) формы после затвердения смеси

г) образцы после снятия формы

Рисунок 1 – Этапы приготовления грунтоглиноцементных образцов в лабораторных условиях

Рисунок 2 – Фрагмент определения прочности на сжатие

Таблица 1 – Характеристики глиноцементо – силикатных растворов

№	В/Ц, д.ед.	Вода, мл	Цемент М-500 ПЦІ, г	Бентонит, г	Силикат натрия, г	Добавки от массы цемента, %	Плотность раствора, г/см³	Подвиж-ность раствора, см
1	0,7	700	1000	10	10	2	1,571	13
2	0,7	700	1000	15	10	2,5	1,579	12,95
3	0,7	700	1000	20	10	3	1,586	12,89
4	0,7	700	1000	25	10	3,5	1,592	12,85
5	1,1	1100	1000	10	10	2	1,335	14
6	1,1	1100	1000	15	10	2,5	1,348	13,95
7	1,1	1100	1000	20	10	3	1,361	13,90
8	1,1	1100	1000	25	10	3,5	1,374	13,85

Таблица 2 – Физико – механические характеристики грунтоглиноцемента в зависимости от содержания наполнителя в песчаных грунтах

Тип грунта	Добавки от массы цемента, %	Сроки схватывания, час : мин		Средняя прочность на сжатие, МПа, при времени твердения			Коэффициент вариации,%	Модуль дефор-мации, МПа
		Нач.	Кон.	7 сут	14 сут	28 сут		
Песок	2	1:40	4:15	9,02	11,38	13,73	5,7	1350
	2,5	1:30	4:05	10,40	12,75	16,67	5,2	1600
	3	1:20	3:55	11,77	14,12	18,04	5,8	1760
	3,5	1:10	3:45	13,14	15,69	20,01	5,5	2200

Таблица 3 – Физико – механические характеристики грунтоглиноцемента в зависимости от содержания наполнителя в суглинистых грунтах

Тип грунта	Добавки от массы цемента, %	Сроки схватывания, час: мин		Средняя прочность на сжатие, МПа, при времени твердения			Коэффициент вариации,%	Модуль деформации, МПа
		Нач.	Кон.	7 сут	14 сут	28сут		
Суглинок	2	*0:35*	*:20*	4,12	5,88	9,81	5,8	930
	2,5	*0:33*	*:15*	3,92	5,39	9,12	5,9	880
	3	*0:30*	*:10*	3.43	4,81	8,63	5,7	820
	3,5	*0:27*	*:05*	3,14	4,51	8,04	5,6	770

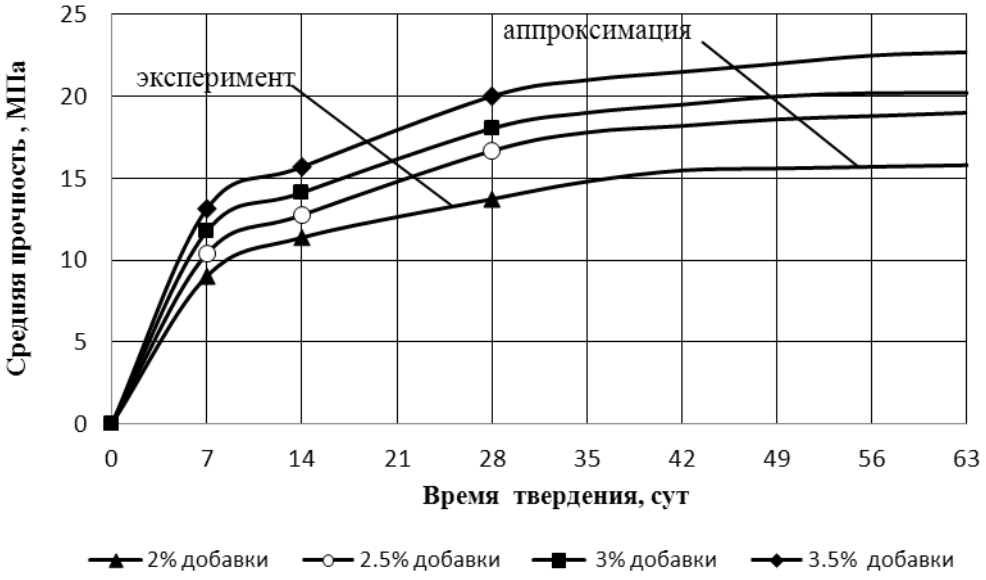


Рисунок 3 – График зависимости прочности при сжатии грунтоглиноцементных образцов в 7,14,28 – суточном возрасте в зависимости от содержания наполнителя в песчаных грунтах

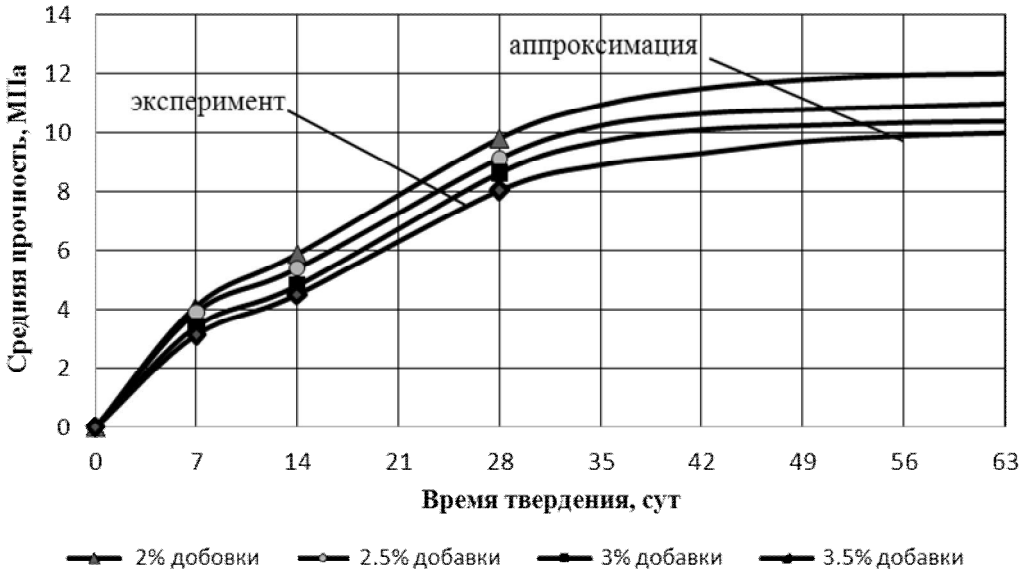


Рисунок 4 – График зависимости прочности при сжатии грунтоглиноцементных образцов в 7,14,28 – суточном возрасте в зависимости от содержания наполнителя в суглинистых грунтах

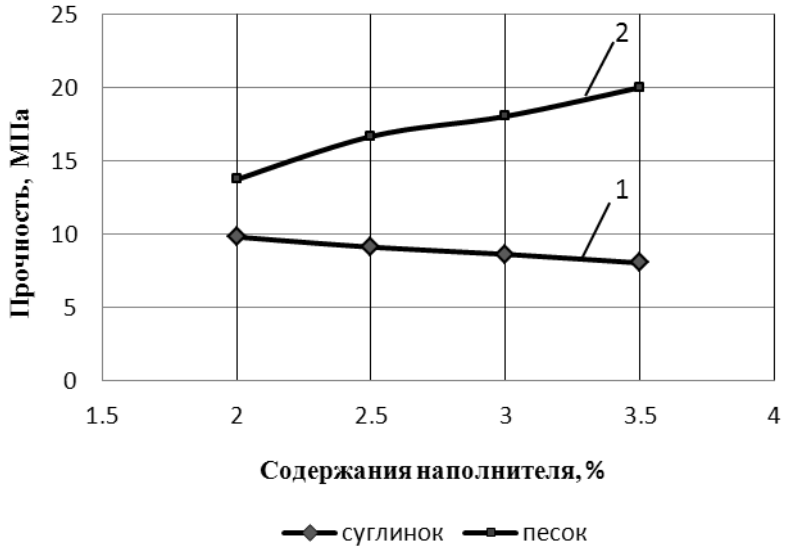


Рисунок 5 – График зависимости прочности при сжатии грунтоглиноцементных образцов в 28 – суточном возрасте в зависимости от содержания наполнителя в суглинистых (1) и песчаных (2) грунтах

Результаты лабораторных исследований прочности на сжатие грунтоглиноцементных образцов показали следующее:

- увеличение количества глины в растворе приводит к увеличению прочности грунтоглиноцемента в песчаных грунтах существенно, и это не смотря на то, что это увеличение не превышает 0,5% от массы цемента. В суглинистых грунтах не наблюдалось такого же увеличения прочности грунтоглиноцемента;

- по сравнению со стандартным цементным раствором, образцы грунтоглиноцемента, полученные в лабораторных условиях в течение 28 суток, не достигают полной прочности. Для достижения пре-

дельной прочности требуется более продолжительное время – примерно 56 – 63 суток;

Выводы.

1.Использование глиноцементо-силикатного раствора с грунтом дает новый материал из грунтоглиноцемента, обладающей высокой прочностью на сжатие, низким модулем деформации и увеличивающий водонепроницаемость.

2.Увеличение количества глины в растворе дает высокую прочность на сжатие с песчаными грунтами по сравнению с суглинистыми грунтами, которые не достигают таких же результатов.

3.С экономической точки зрения использования глины в качестве добавок, которые имеют низкую стоимость по сравнению с остальными добавками и грунта в качестве строительного материала в формировании свай с цементом приводит к снижению расходов реконструкции фундаментов.

Библиографический список

1. Голышев А.Б. Усиления несущих железобетонных конструкций производственных зданий и просадочных оснований /А.Б. Голышев, П.И. Кривошеев, П.М. Козелецкий и др. – К.: Логос,2004. – 219 с.: ил – Библиогр. ISBN 966-581-469-9.

2. Малинин А.Г. Струйная цементация грунтов. – М.: ОАО «Издательство «Стройиздат», 2010.

3. Малинин А.Г. Струйная цементация грунтов. – М: Стройиздат, 2011.

4. Малинин А.Г. Струйная цементация грунтов: монография /А.Г. Малинин.— Пермь: Пресстайм,2007 . — 168 с. - ISBN 978-5-98975-201-0.

Рекомендована к печати д.т.н., проф. Дроздом Г. Я.

Статья поступила в редакцию 09.10.13.

Абед С.Ф. *(ДонДТУ, м. Алчевськ, Україна)*

ДОСЛІДЖЕННЯ МІЦНОСТІ ГРУНТОГЛИНОЦЕМЕНТНОЇ ПАЛІ В ПІЩАНИХ ТА СУГЛИНСТИХ ҐРУНТАХ

У роботі наведені результати лабораторних досліджень міцності на стиск ґрунтоглиноцементної палі в піщаних та суглинистих ґрунтах, які покладені в основу для проектування параметрів реконструкції фундаментів.

Ключові слова: *грунтоглиноцементна паля, міцність, розчини, пісок, суглинок.*

ABED S.F. *(DonSTU, Alchevsk, Ukraine)*

RESEARCH COMPRESSIVE STRENGHT GROUTING PILES IN SANDS AND LOAMY SOIL

The paper presents results of laboratory tests compressive strength grouting piles in sandy and loamy soils, which are the basis for the design parameters of the reconstruction foundations.

Key words: *jet-grouting pile, strength, solutions, sand, loam.*

ЭЛЕКТРОТЕХНИКА. РАДИОТЕХНИКА

УДК 621.387.143

д.т.н. Корсунов К. А.
(Восточноукраинский национальный университет им. В. Даля, г. Луганск, Украина)

КОМПЬЮТЕРНОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ ЭВОЛЮЦИИ ФОРМЫ ЭЛЕКТРИЧЕСКОЙ ДУГИ В КАНАЛЕ ПЛАЗМОТРОНА

В статье приведены результаты компьютерного моделирования эволюции формы электрической дуги, находящейся в турбулентном потоке газа в канале плазмотрона. Использование статистического метода моделирования позволяет определить не только изменение границ столба дуги, но и последовательное развитие его как целого. Кроме того, разработанное программное обеспечение может быть использовано при проектировании плазмотронов и оценки их характеристик, исследовании устойчивости системы «источник питания-плазмотрон» и др.

Ключевые слова: *моделирование, статистический метод, электрическая дуга, характеристики, турбулентный поток, плазмотрон.*

Введение. Известно, что взаимодействие электрической дуги с потоком газа в разрядном канале плазмотрона характеризуется сильной взаимосвязью гидродинамических, электродинамических и тепловых процессов. Это приводит, в частности, к пульсациям и колебаниям дуги, причиной которых являются гидродинамическая неустойчивость газового потока, взаимодействие дуги с собственным магнитным полем и стенкой канала, вращательное перемещение прианодного участка столба дуги, шунтирование и другие процессы [1]. В результате электрическая дуга имеет довольно сложную форму, которая постоянно изменяется с течением времени (рис.1).

Рисунок 1 - Скоростная фотография дуги в потоке газа [2]

В плазмотронах с гладким цилиндрическим выходным электродом с самоустанавливающейся длиной дуги, которые находят применение в процессах обработки материалов, а также в металлургическом, плазмохимическом и других производствах, изменение формы дуги приводит к большим пульсациям напряжения, тока дуги и параметров плазменной струи. Задача о моделировании эволюции формы дуги является достаточно сложной с математической точки зрения и ее решают, как правило, классическими численными методами, которые не позволяют учесть все многообразие факторов, влияющих на геометрию дуги.

Цель работы заключается в применении метода статистического моделирования, разработанного и представленного в [2], к описанию эволюции формы дуги в канале плазмотрона с самоустанавливающейся длиной дуги.

Метод статистического моделирования поведения электрической дуги заключается в следующем. Принимается, что движение элемента дуги складывается из движения вдоль оси со средней скоростью и хаотических пульсаций в поперечном направлении, а деформированную ось проводящего канала можно рассматривать как пространственно-временную случайную кривую. Введя декартову систему координат в плоскости, перпендикулярной оси потока (рис. 2), положение дуги и ее перемещение в этом сечении описывается некоторым множест-

вом K_t узлов решетки R_2, занятых проводящим каналом дуги, а возникновение и распад окружающих дугу турбулентных молей можно описать некоторым случайным множеством $W_r(t)$. При этом поперечные пульсации дуги заключаются в дискретном перемещении (блуждании) элемента столба дуги по узлам решетки, а их вероятностно-множественная модель допускает представление одномерным процессом случайного перемещения. Выбор случайного множества в качестве основы построения модели продиктован потребностью в простом и достаточно полном описании развития пространственно распределенного процесса блуждания дуги.

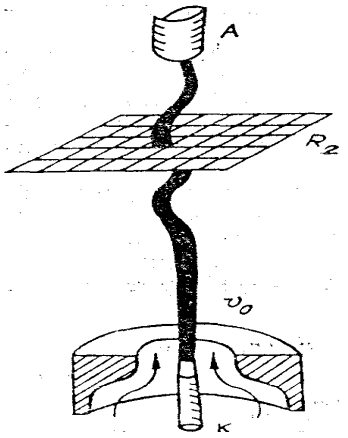


Рисунок 2 - Дуга в турбулентном потоке газа [2]

В силу этого процесс случайного перемещения можно определить в виде:

$$K_{t+1} = \bigcup_{r \in k_t} W_r(t), \qquad (1)$$

где $W_r(t)$ — случайное множество локальных перемещений в окрестностях узла r в момент времени t, характеризующее влияние турбулентных молей на пульсации дуги. Множество задается вероятностью покрытия узлов решетки в единичной окрестности $r \equiv D_r^1$, т.е. $\forall r \in R_2$ и $\forall x \in D_r^1$ заданы $\pi_{W_r}(x) = P_r$, причем

$$\sum_{r \equiv D_r} \pi_{W_r}(x) = 1. \qquad (2)$$

Тогда алгоритм статистического моделирования процесса (1), предназначенный для компьютерного моделирования, состоит из последовательного $(t = 0,1,2,3,...,T)$ моделирования случайного множества K_{t+1}, глобальное развитие которого является результатом его локальных изменений по уже известному K_t с учетом W_r. При этом задание множества W_r является отдельной задачей и зависит от конкретных условий горения дуги [2].

Данный метод был использован для разработки программного обеспечения, предназначенного для компьютерного моделирования эволюции формы дуги и позволяющего рассчитывать и отображать пространственную конфигурацию дуги, горящую в плазмотроне косвенного действия со стержневым катодом и гладким выходным цилиндрическим анодом в зависимости от геометрических размеров разрядного канала плазмотрона и режима его работы (тока дуги, давления на срезе анода и расхода воздуха).

В основе расчетных программ лежит модель процесса горения дуги в канале плазмотрона. Известно, что особенностью плазмотронов косвенного действия является наличие двух участков течения электродуговой плазмы в разрядном канале, которые отличаются по характеру протекающих физических процессов. На начальном участке, длина которого определяется местом встречи турбулентного пограничного слоя с тепловым слоем дуги, развивающийся на стенке канала турбулентный пограничный слой не оказывает на дугу практически никакого влияния. На этом участке столб дуги не имеет сильных поперечных пульсаций и сохраняется постоянная напряженность электрического поля. В месте встречи турбулентного пограничного слоя и дуги и вниз по потоку электродуговой столб под действием турбулентных пульсаций, генерируемых в пограничном слое, начинает хаотически колебаться.

Длина начального участка определяется обобщенной зависимостью [3]:

$$\frac{Z_{н.у.}}{d^2 \mathrm{Re}^{0.27}} = \frac{42}{1 + 1{,}3 \cdot 10^{-3} K^{-1{,}1}}, \qquad (3)$$

где $K=\frac{d\sqrt{\mu\cdot h\cdot\sigma}}{I}$. Зависимость (3) с точностью до 25% справедлива в диапазоне параметров: $Re=8\cdot10^3-10^5$, $\frac{I}{d}=(1-10)\cdot10^4$ А/м, $d=1-2$ см.

Величина напряженности электрического поля на начальном участке находится по формуле

$$E=2{,}64\cdot10^{-2}\frac{G^{0.15}p^{0.13}}{d^{1.032}}\left(335-\frac{I}{d}\cdot10^{-2}+5{,}13\cdot10^{-7}\frac{I^2}{d^2}\right), \quad (4)$$

а на турбулентном участке определяется соотношением

$$E_T\cdot d=115\left(\frac{I}{d}\right)^{-0{,}23}\left(\frac{G}{d}\right)^{0{,}47}(pd)^{0.2}, \quad (5)$$

справедливым в пределах: $S_I=35\div540$, $Re=(2{,}7\div11)\cdot10^4$, $K_n=(1{,}3\div11)\cdot10^{-5}$, где $S_I=0{,}0179\frac{I}{d}$, $K_n=0{,}11(pd)^{-1}$ [4].

На начальном участке принимается, что столб дуги располагается на оси канала. На турбулентном участке колебания столба дуги описываются с помощью статистического метода, при этом множество узлов решетки R_2, занятых дугой, обозначается K_t^1, остальной поток газа - K_t^2. Предполагая, что с течением времени $(t=0,1,2,3,...,T)$ в каждой точке потока возникает турбулентный моль, который мгновенно перескакивает в соседний узел и исчезает, совокупность направлений перемещения молей будем приближенно считать изотропной. Кроме того, зададим условия взаимодействия дуги с турбулентными молями потока, которые приводят к перераспределению областей, занятых потоком газа и дугой:

$$K_{t+1}^1=K_t^1-A_t+B_t,$$

$$K_{t+1}^2=K_t^2-B_t+A_t, \quad (6)$$

где $A_t(B_t)$ - в данном случае, множество узлов R_2, которое к моменту времени $t+1$ занимает турбулентный поток (проводящий канал).

Принятые предположения позволяют моделировать процесс случайного взаимодействия методом Монте-Карло. В этом случае вероятности покрытия узлов решетки в единичной окрестности равны между собой:

$$P_r=\frac{1}{\ell}, \quad (7)$$

где ℓ - число степеней свободы.

Потенциал дуги в сечении Z_i определяется как

$$\varphi(Z_i)=U_k+U_{H.У.}+\varphi(Z_{i-1})+E_T\cdot L_{Zi}, \quad (8)$$

где U_k – катодное падение потенциала; $U_{H.У.}=E\cdot Z_{H.У.}$ – напряжение на начальном участке; L_{Zi} – длина участка дуги от сечения Z_{i-1} до Z_i.

Как известно, если выполняется условие $\Delta U(Z_i)\ge U^*$ (где $\Delta U(Z_i)=U-\varphi(Z_i)$, U - потенциал анода), то происходит пробой и дуга замыкается в сечении Z_i на стенку канала [5]. Это приводит к изменению длины дуги и напряжения на дуге, которое становится равным $U=\varphi(Z_i)$. Напряжение пробоя согласно [5] определяется

$$U^*=3{,}33\cdot10^4\left(\frac{Gh_0}{IU_{min}}\cdot\delta^*\right)^{0{,}9}, \quad (9)$$

где для турбулентного режима $\delta^*=3{,}3\cdot10^{-2}$ см.

Полное напряжение на дуге, зависящее от геометрии канала, тока и расхода газа, в начальной итерации $t=0$ задается с помощью обобщенной зависимости

$$U=1290\left(\frac{I^2}{Gd}\right)^{-0{,}15}\left(\frac{G}{d}\right)^{0{,}30}(pd)^{0{,}25}, \quad (10)$$

которая справедлива в пределах [1]:

$$10^7 < \frac{I^2}{G \cdot d} < 4 \cdot 10^{10} \frac{А^2 \cdot с}{кг \cdot м},$$

$$0{,}1 < \frac{G}{d} < 2{,}0 \frac{кг}{м \cdot с},\ 500 < pd < 3500 Па.$$

Известно, что в турбулентном ядре перенос тепла осуществляется за счет перемещений вихревых образований, а в ламинарном подслое – за счет молекулярной теплопроводности, поэтому тепловое сопротивление ламинарного подслоя больше, чем в ядре. Это позволяет считать, что проникновение дуги в ламинарный подслой затруднено и, следовательно, использовать границу ламинарного подслоя в качестве границы области возможных положений дуги в процессе ее турбулентных пульсаций. Для ее нахождения будем использовать условие устойчивости ламинарного подслоя:

$$\frac{\delta \sqrt{\tau_\omega \cdot \rho_0}}{\mu} = 11{,}5, \qquad (11)$$

и закон Блазиуса $\frac{C_f}{2} = 0{,}04 \cdot Re^{-0.25}$, где $C_f = \frac{2\tau_\omega}{\rho_0 \cdot v_0^2}$ – напряжение трения на стенке канала.

Программное обеспечение (Windows 2000/XP) имеет интерфейс пользователя, который включает три окна: главное окно (управляющее окно программы), окно с моделью плазмотрона, окно вывода графической информации (рис. 3,4).

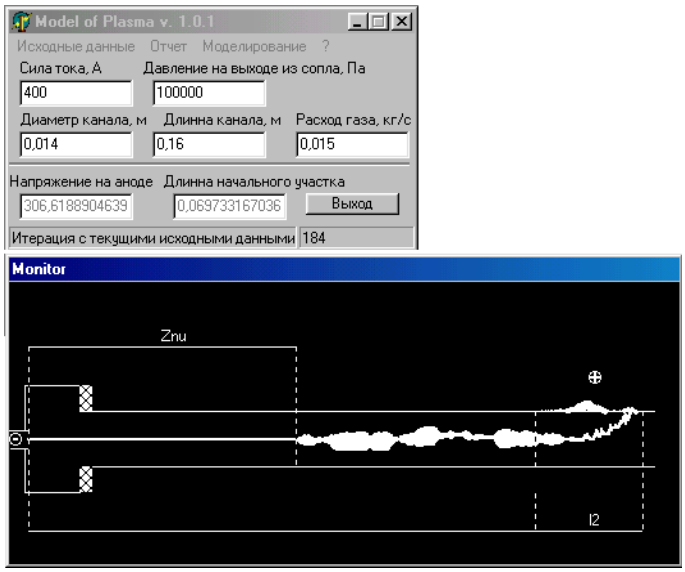


Рисунок 3 - Главное окно программы и окно с моделью плазмотрона

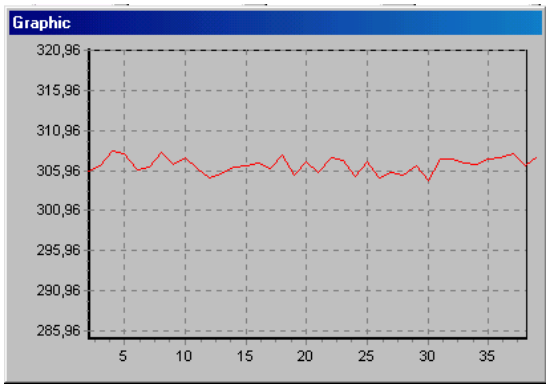


Рисунок 4 - Окно графика $U = f(t)$ (зависимость напряжения на дуге от количества итераций)

Для сравнения результатов компьютерного моделирования при помощи разработанного программного обеспечения с экспериментальными данными было проведено моделирование процесса горения дуги в канале плазмотрона. Моделировалось горение дуги в плазмотроне при следующих исходных параметрах: $I = 400$ А, $p = 10^5$ Па, $d =$ 0,014 м, $L =$ 0,16 м, $G =$ 0,015 кг/с.

В результате выполнения моделирования процесса горения дуги в канале плазмотрона с самоустанавливающейся длиной дуги получены следующие данные:

- отношение длины дуги к длине канала составляет 0,52;
- частота посещений опорным пятном дуги разных участков поверхности канала отображается на модели в виде гистограммы, имеющий профиль, характерный при эрозии электрода (анода);
- $U_{max} = 338{,}953$В;
- $U_{min} = 243{,}524$В;
- размах колебаний напряжения на дуге, определенный по формуле $\varepsilon_n = \frac{U_{max} - U_{min}}{U_{max}} \cdot 100\%$, составил 28,5%,

что соответствует характерным значениям пульсаций напряжения в плазмотронах с самоустанавливающейся длиной дуги [5]. Так, например, на рис. 5 показана осциллограмма переменной составляющей напряжения на дуге, полученная на электродуговом плазмотроне при расходе воздуха $1{,}3 \cdot 10^{-3}$ кг/с и силе тока дуги 130 А. Размах колебаний напряжения, обусловленных крупномасштабным шунтированием дуги, составил порядка 30% от его среднего значения.

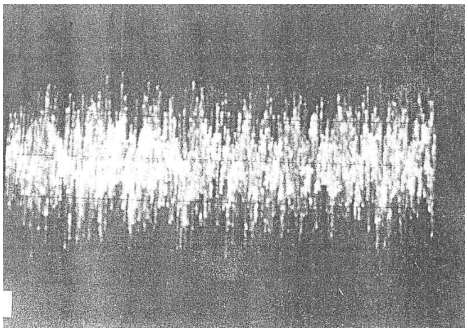


Рисунок 5 - Осциллограмма переменной составляющей напряжения на дуге при силе тока дуги $I = 130$ А (масштаб горизонтальной развертки $t_г = 2 \cdot 10^{-3}$ с/дел)

Выводы. Сравнение результатов моделирования эволюции формы электрической дуги в канале плазмотрона с гладким выходным электродом с экспериментальными данными показывает их удовлетворительное согласие. Таким образом, что разработанное программное обеспечение может быть использовано при проектировании плазмотронов и оценки нестационарной составляющей их электрических и тепловых характеристик, исследовании устойчивости системы «источник питания-плазмотрон» и др.

Библиографический список

1. Даутов Г.Ю. Плазматроны со стабилизированными электрическими дугами / Г.Ю. Даутов, В.Л. Дзюба, И.Н. Карп. – К.: Наукова думка, 1984. – 168 с.

2. Теория термической электродуговой плазмы / Жуков М.Ф., Девятов Б.Н., Новиков О.Я. и др. – Новосибирск: Наука, 1987. – Ч.2. Нестационарные процессы и радиационный теплообмен в термической плазме. – 287 с.

3. Аньшаков А.С. Теплообмен в электродуговой камере плазмотрона линейной схемы / А.С. Аньшаков, В.П. Лукашов, В.Н. Фокин // Генерация потоков электродуговой плазмы. – Новосибирск: Ин-т теплофизики СО АН СССР, 1987. – С. 33-53.

4. Электродуговые генераторы с межэлектродными вставками / Жуков М.Ф., Аньшаков А.С., Засыпкин И.М. и др. – Новосибирск: Наука, 1981. – 222 с.

5. Жуков М.Ф. Прикладная динамика термической плазмы / М.Ф. Жуков, А.С. Коротеев, Б.А. Урюков. - Новосибирск: Наука, 1975. – 298 с.

Рекомендована к печати д.т.н., проф. Заблодским Н. Н.

Статья поступила в редакцию 09.10.13.

д.т.н. Корсунов К. А. *(СНУ ім. В. Даля, м. Луганськ, Україна)*

КОМП'ЮТЕРНЕ МОДЕЛЮВАННЯ ЕВОЛЮЦІЇ ФОРМИ ЕЛЕКТРИЧНОЇ ДУГИ В КАНАЛІ ПЛАЗМОТРОНА

У статті наведено результати комп'ютерного моделювання еволюції форми електричної дуги, що знаходиться в турбулентному потоці газу в каналі плазмотрона. Використання статистичного методу моделювання дозволяє визначити не тільки зміну меж стовпа дуги, а й послідовний розвиток його як цілого. Крім того, розроблене програмне забезпечення може бути використане при проектуванні плазмотронів та оцінки їх характеристик, дослідженні стійкості системи «джерело живлення-плазмотрон» та ін.

Ключові слова: *моделювання, статистичний метод, електрична дуга, характеристики, турбулентний потік, плазмотрон.*

Korsunov K. A. *(Volodymyr Dahl East Ukrainian National University, Lugansk, Ukraine)*

COMPUTER MODELS OF THE FORM OF AN ELECTRIC ARC IN THE CHANNEL OF THE PLASMATRON

The results of a computer simulation of the evolution of an electric arc forms which is in a turbulent gas flow in the channel of the plasmatron. Using statistical modeling method to determine not only the change in the boundaries of the arc column, but also the gradual development of it as a whole. In addition, the developed software can be used in the design of plasmatrons and evaluation of their performance, stability analysis of the "supply-plasmatron", et.

Keywords: *modeling, statistical method, electric arc, characteristics, turbulent flow, the plasmatron.*

УДК 62-83: 681.5

к.т.н. Полилов Е. В.,
к.т.н. Руднев Е. С.,
Скорик С. П.
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)

РОБАСТНОЕ УПРАВЛЕНИЕ ДВУХМАССОВЫМ ЭЛЕКТРОМЕХАНИЧЕСКИМ ОБЪЕКТОМ

Приведен синтез робастной системы управления двухмассовым электромеханическим объектом на базе электродвигателя переменного тока с H_∞-субоптимальным регулятором скорости, функционирующей в условиях неполной информации об объекте и с учетом его структурных неопределенностей. Синтезированный H_∞-регулятор обеспечивает робастную устойчивость и робастное качество для всех допустимых неопределенностей, действующих на объект.

Ключевые слова: *робастное управление, неопределенность, H_∞-регулятор.*

Введение. Одной из основных проблем современной теории управления является управление динамическими объектами в условиях неопределенности. Неопределенность вызывается отсутствием полных сведений относительно параметров или характеристик объекта управления (ОУ), кроме того, сама математическая модель ОУ, полученная аналитически или в результате идентификации, отличается от реальной технической системы. В последние десятилетия развивается подход, когда при наличии неопределенности возникает задача управления не единственным объектом, а семейством объектов, принадлежащих заданному множеству. По сравнению с алгоритмами классической теории управления необходимо единственным регулятором обеспечить устойчивость замкнутой системы не только для номинального объекта, но и любого объекта из заданного класса неопределенности – это и есть задача синтеза робастного управления (H_∞-теория). Робастные САР не являются адаптивными, но обеспечивают необходимое качество работы при изменении характеристик ОУ.

Интерес к синтезу робастных регуляторов связан с потребностями в снижении необходимого объема априорной информации об ОУ, стремлением к универсальности управляющих систем и сокращению затрат на их наладку. Несмотря на серьезные теоретические достижения [1], в том числе и в области автоматизированного ЭП, методы H_∞-оптимизации не вошли в повседневную отечественную и зарубежную практику. Это объясняется доминированием на рынке комплектных электроприводов с «классическими» алгоритмами управления.

Постановка задач и исследования. Целью работы является повышение точности стабилизации и качества регулирования скорости электропривода переменного тока с синхронным двигателем как двухмассовой электромеханической системы, функционирующего в условиях неполной информации об объекте и с учетом параметрической неопределенности методами H∞-теории робастного управления.

Материалы исследования. В качестве объекта управления принят двухмассовый электромеханический объект (ДЭМО), включающий в себя синхронный электродвигатель с постоянными магнитами (СДПМ) с управляемым транзисторным преобразователем.

Во многих случаях при математическом описании используется идеализация ОУ, основанная на представлении о жесткой связи двигателя и исполнительного механизма (ИМ). Допущение верно при условии что частота собственных упругих колебаний механизма оказывается значительно выше частоты, определяющей бы-

стродействие системы управления электроприводом. В случае когда это условие не выполняется, то пренебрежение упругостью и наличия зазоров при анализе и синтезе системы может привести к ошибочным результатам. Система уравнений, описывающая ДЭМО в форме Коши [2, 3]:

$$\begin{cases} p\omega_2 = \dfrac{1}{J_2} M_{12}; \\ pM_{12} = c_{12}(\omega_1 - \omega_2); \\ p\omega_1 = -\dfrac{1}{J_1} M_{12} + \dfrac{k_t}{J_1} I; \\ pI = -\dfrac{k_e}{R_s T_э} \omega_1 - \dfrac{1}{T_э} I + \dfrac{1}{R_s T_э} E_n; \\ pE_n = -\dfrac{1}{T_\mu} E_n + \dfrac{k_n}{T_\mu} U_y, \end{cases} \quad (1)$$

где ω_1, ω_2 - угловая скорость двигателя и исполнительного механизма, соответственно, 1/с; J_1, J_2 - момент инерции якоря двигателя и приведенный к валу двигателя суммарный момент инерции различных частей рабочего органа, соответственно, кг·м^2; M_{12} - момент упругого закручивания вала, Нм; M - электромагнитный момент двигателя, Нм; I - ток якорной цепи двигателя, А; c_{12} - коэффициент жесткости вала, Нмс; $k_t = 3/2 p_0 \Psi_f$ - постоянная электромагнитного момента, постоянная величина, связывающая электромагнитный момент с действующим значением тока статора, Нм/А; $k_e = p_0 \Psi_f$ - постоянная двигателя; Ψ_f - потокосцепление постоянных магнитов на роторе; p_0 - число пар полюсов машины; R_s - активное сопротивление обмотки статора, Ом; $T_э$ - электромагнитная постоянная времени, с; E_n - э.д.с. преобразователя, В; T_μ - постоянная времени преобразователя, с; k_n - коэффициент усиления преобразователя; U_y - управляющее напряжение, В.

Полагаем, что активное сопротивление обмотки статора в диапазоне ±40% и момент инерции, приведенный к валу двигателя – в диапазоне ±50% от номинальных значений.

Описание вышеуказанных неопределенностей, которые либо точно не известны, либо изменяются в процессе работы электропривода, представленных как линейное дробное преобразование (ЛДП); определение динамики входов/выходов системы в матричном представлении с учетом неопределенностей как $\mathbf{G}(s)$ - матрица передаточных функции (МПФ), а также последовательность преобразования структурных схем ОУ с неопределенными параметрами, рассмотрены авторами в работах [3-5].

Создание обобщенного объекта $\mathbf{P}(s)$ с учетом весовых функций $\mathbf{W_S}(s)$, $\mathbf{W_R}(s)$ и $\mathbf{W_T}(s)$, которые используются для обеспечения желаемого качества системы, а также детализированный синтез H_∞-регулятора с использованием «Два-Риккати подхода» опубликованы в [3-5].

Задачей H_∞-оптимизации является выбор такого регулятора $\mathbf{K}$, который бы минимизировал бесконечную норму $\mathbf{T_{zw}}$. Выбор оптимального регулятора $\mathbf{K}$ осуществляется над множеством всех регуляторов, обладающих свойством делать замкнутую систему $\mathbf{T_{zw}}$ внутренне устойчивой, т.е. над множеством стабилизирующих регуляторов. H_∞-норма служить мерой усиления системы. H_∞-норма ПФ есть энергия выхода системы при подаче на вход сигнала с единичной энергией. Если выходом является ошибка, а входом возмущение, то минимизируя H_∞-норму ПФ, мы минимизируем энергию ошибки для наихудшего случая входного возмущения.

Робастный H_∞-субоптимальный регулятор скорости СДПМ был синтезирован с помощью эффективных методов реализованных в пакете расширения Robust Control Toolbox системы MATLAB, позво-

ляющих по представленным алгоритмам [3-5] вычислить центральный H_∞-субоптимальный регулятор, который минимизирует H_∞-норму замкнутой системы $\left\|\mathbf{T_{zw}}\right\|_\infty$. Синтезированный робастный регулятор скорости по критерию H_∞-нормы является регулятором 7 порядка. Достигнутая H_∞-норма замкнутой системы, полученная в ходе итерационного процесса, составила 0,814. С помощью эффективных алгоритмов понижения порядка системы, регулятор скорости был редуцирован до 5-го порядка (рис. 2 б).

На рис. 1 представлены результаты работы двухмассового электромеханического объекта с синтезированным H_∞-регулятором скорости при отработке замкнутой САР заданной траектории и приложенном моменте сопротивления $0{,}5\cdot M_{ндв}$. На рис.2 приведены сингулярные значения функции чувствительности **S** и дополнительной чувствительности **T** ограниченными по амплитуде весовыми функциями. Данные характеристики указывают на достигнутое качество робастной САР с синтезированным H_∞-регулятором.

На рис. 3, 4 представлены результаты моделирования с вариацией параметров ОУ (одновременное уменьшение и увеличение момента инерции различных частей рабочего органа J_2 и активного сопротивления обмотки статора R_s в 2 раза от номинальных значений).

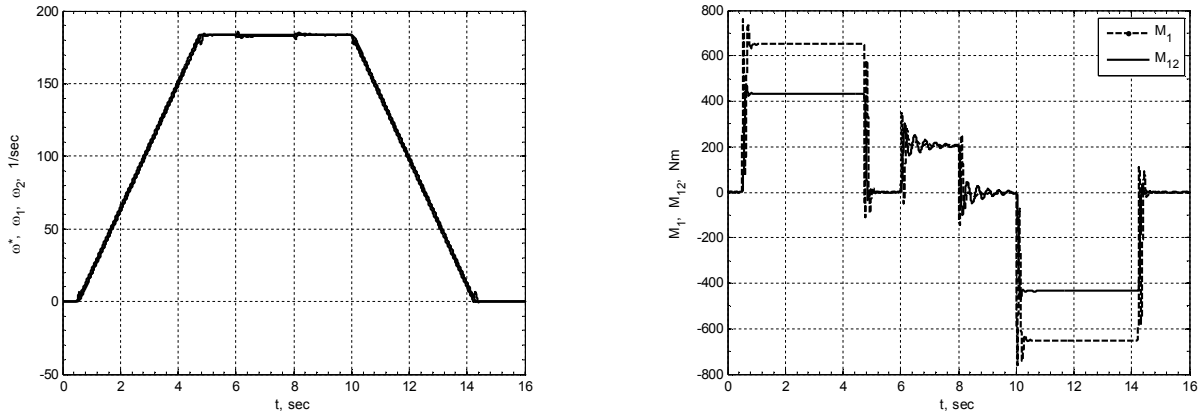
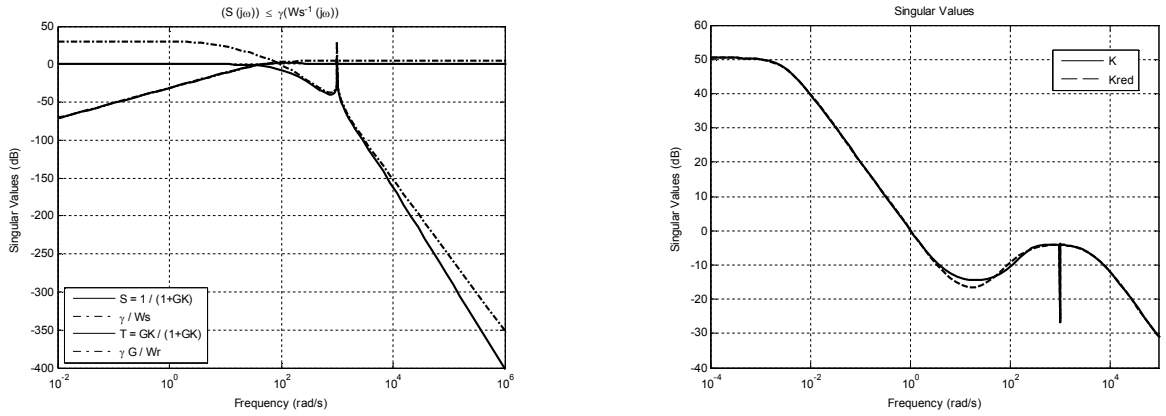


Рисунок 1 - Графики переходных процессов в робастной САР при номинальных параметрах $M_c=0{,}5\cdot M_{ндв}$



а) б)

Рисунок 2 – Сингулярные значение **S** и **T** ограниченными по амплитуде весовыми функциями (а) и частотные характеристики регулятора полного порядка (7-го) и редуцированного (5-го порядка) (б)

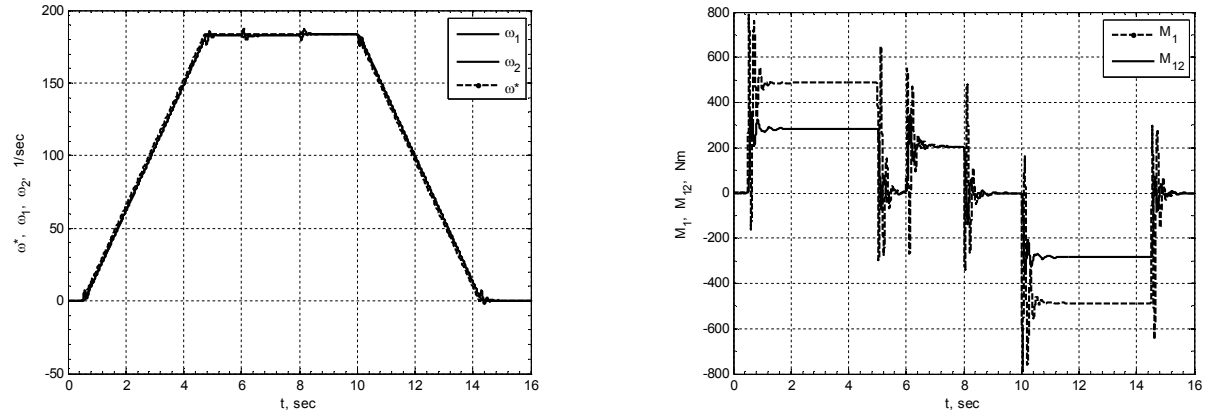


Рисунок 3 – Графики переходных процессов в робастной САР при одновременном уменьшении J_2 и R_s в 2 раза

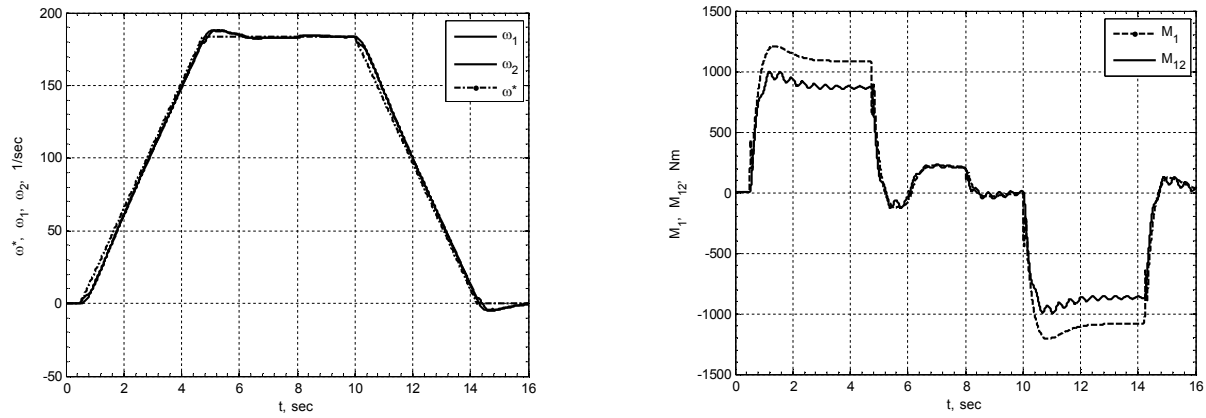


Рисунок 4 – Графики переходных процессов в робастной САР при одновременном увеличении J_2 и R_s в 2 раза

Уравнение в пространстве состояний редуцированного H_∞-регулятора скорости двухмассового ЭП:

```
a =
        x1      x2      x3          x4          x5
x1   -4258     339  -472.7           0           0
x2   59.46   -4.99   6.608           0           0
x3  -44.82   -6.22  -4.712           0           0
x4       0       0       0   2.369e+04        4783
x5       0       0       0  -1.175e+05  -2.369e+04

b =
        u1
x1   46.38
x2    2.54
x3   87.82
x4 0.07115
x5 0.01442

c =
        x1      x2      x3          x4          x5
y1   47.62  -2.719   5.257        10.2       2.082

d =
        u1
y1       0
```

(2)

Выводы. Для эффективного подавления колебаний, возникающих в двухмассовой упруговязкой электромеханической системе «электродвигатель - исполнительный механизм», показана возможность использования H∞-теории при построении систем регулирования подобными объектами. Синтезирован робастный H_∞-субоптимальный регулятор скорости двухмассового электромеханического объекта в условиях неполной информации о объекте и с учетом его неопределенностей. Полученный регулятор обеспечивает системе управления робастные характеристики качества и заданную точность поддержания скорости.

Библиографический список

1. Doyle J.C. State-space solutions to standard H_2 and H_∞ control problems / J.C Doyle, K. Glover, P.P. Khargonekar, B.A. Francis // IEEE Trans. Automat. Control. – 1989. – Vol.34. - No8. – P.831-847.

2. Борцов Ю.А. Автоматизированный электропривод с упругими связями / Ю.А. Борцов, Г.Г. Соколовский // 2-е изд., перераб. и доп. – СПб.: Энергоатомиздат. Санкт-Петербург, 1992. – 288 с.

3. Синтез алгоритмов робастного управления двухмассовым электромеханическим объектом методами H_∞-теории / Е.В. Полилов, Е.С. Руднев, С.П. Скорик, А.Г. Щелоков, П.В. Горелов // Вісник Національного технічного університету «Харківський політехнічний інститут». – Харків: НТУ «ХПІ». – 2010. – вип. 28. – С.125-132.

4. Руднев Е. С. Практическая реализация и исследование робастных алгоритмов управления синхронным электроприводом / Е. С. Руднев // Електромеханічні і енергозберігаючі системи. – Кременчук: КрНУ. – 2012. – вип. 3 (19). – С.102-107.

5. Полилов Е.В. Робастное управление синхронным электроприводом: монография / Е.В. Полилов, Е.С. Руднев, С.П. Скорик. – Алчевск: ДонГТУ, 2012. – 253 с.

Рекомендована к печати д.т.н., проф. Лущиком В. Д.

Статья поступила в редакцию 06.11.13.

к.т.н. Полілов Є. В., Руднєв Є. С., Скорик С. П. *(ДонДТУ, м. Алчевськ, Україна)*

РОБАСТНЕ КЕРУВАННЯ ДВОМАСОВИМ ЕЛЕКТРОМЕХАНІЧНИМ ОБ'ЄКТОМ

Наведено синтез робастної системи управління двомасовим електромеханічним об'єктом на базі електродвигуна змінного струму з H_∞-субоптимальним регулятором швидкості , що функціонує в умовах неповної інформації про об'єкт і з урахуванням його структурних невизначеностей. Синтезований H_∞-регулятор забезпечує робастну стійкість і робастну якість для всіх допустимих невизначеностей , що діють на об'єкт.

Ключові слова: *робастне керування, невизначеність, H_∞-регулятор.*

Polilov E. V., Rudnev E. S., Skorik S. P. *(DonSTU, Alchevsk, Ukraine)*

ROBUST CONTROL OF TWO-MASS ELECTROMECHANICAL SYSTEM

Presents a synthesis of robust control systems two-mass electromechanical object based on the AC motor with the H_∞-suboptimal control speed, operating in conditions of incomplete information about the object and taking into account its structural uncertainties. The synthesized H_∞-controller provides robust stability and robust quality for all admissible uncertainties, acting on the object.

Key words: *robust control, uncertainty, H_∞-controller.*

УДК 62-835:621.337.4

к.т.н. Мирошник Д. Н.
(ДонНТУ, г.Донецк, Украина, E-mail: den_mira@ukr.net)

РАСЧЕТ ПАРАМЕТРОВ ИМПУЛЬСНОГО ПРЕОБРАЗОВАТЕЛЯ ПОВЫШАЮЩЕГО ТИПА В ТЯГОВОМ АСИНХРОННОМ ЭЛЕКТРОПРИВОДЕ С ПИТАНИЕМ ОТ АККУМУЛЯТОРНОЙ БАТАРЕИ

Разработана методика расчета параметров индуктивности и емкости, а также постоянной времени регулятора выходного напряжения импульсного преобразователя повышающего типа для тягового асинхронного электропривода с питанием от аккумуляторной батареи.

Ключевые слова: *импульсный преобразователь, индуктивность, емкость, регулятор напряжения, аккумуляторная батарея, тяговый электропривод.*

Постановка задачи. Актуальность. В работах [1-5] предполагается использование в тяговом электроприводе с питанием от аккумуляторной батареи (АБ) (электромобили, электроциклы, шахтные аккумуляторные электровозы и т.д.) асинхронного двигателя (АД) в совокупности с преобразователем частоты (ПЧ) на основе автономного инвертора напряжения (АИН) и импульсного преобразователя повышающего типа с двусторонней проводимостью (ИП). Одним из достоинств использования такой схемы силовых цепей (рис.1) является независимость номинального напряжения двигателя от напряжения аккумуляторной батареи.

В [1] показано, что КПД предложенной схемы в сравнении со схемой непосредственного питания АИН от АБ не уменьшается при ограничении частоты коммутации силовых ключей ИП $f_{КИП}$ на уровне 1.8 кГц и амплитуды пульсаций $\Delta I_{АБ}$ – 8% от тока АБ в номинальном режиме работы электропривода для значений ЭДС АБ от 80 до 180 В [1].

Возможность регулирования напряжения на входе АИН u_d с помощью ИП позволяет осуществить комбинированное формирование напряжение на статоре АД [1-4], позволяющее существенно уменьшить потери в схеме ПЧ при маневровых операциях электропривода.

Для регулирования выходного напряжения импульсного преобразователя показана целесообразность использования двухконтурной системы регулирования напряжения (САРН) [2-4]. Ее внутренним контур регулирует ток источника с помощью регулятора (РРТ), а внешний контур - регулирует напряжение пропорциональным регулятором (РН). Для уменьшения ошибки в регулировании u_d применен канал компенсации статизма в виде идентифицированного значения тока источника (рис.2).

Применение такой структуры системы регулирования напряжения в комплексе с системой векторного управления обеспечивает максимальное быстродействие при регулировании момента АД при комбинированном формировании напряжения статора [1-4]. Вместе с тем, в [1-5] отсутствуют рекомендации касательно зависимостей для расчета параметров схемы ИП (индуктивность $L_{ИП}$, емкость $C_{ИП}$), постоянной времени РН T_H, зоны нечувствительности РРТ $\Delta I_{АБ}$ в функции ЭДС АБ $E_{АБ}$ и мощности электропривода. Эти величины непосредственно влияют на быстродействие контура регулирования напряжения u_d и регулирования момента векторной системы управления [3,4].

Цель работы - разработать методику расчета параметров ИП и РН в зависимости от напряжения АБ и мощности электропривода, которая обеспечивала бы максимальное быстродействие в регулировании момента АД без снижения КПД ПЧ.

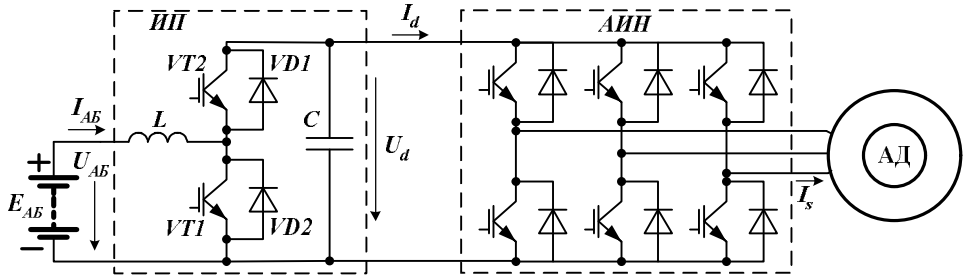


Рисунок 1 – Схема силовых цепей электропривода на базе ПЧ с ИП и АИН

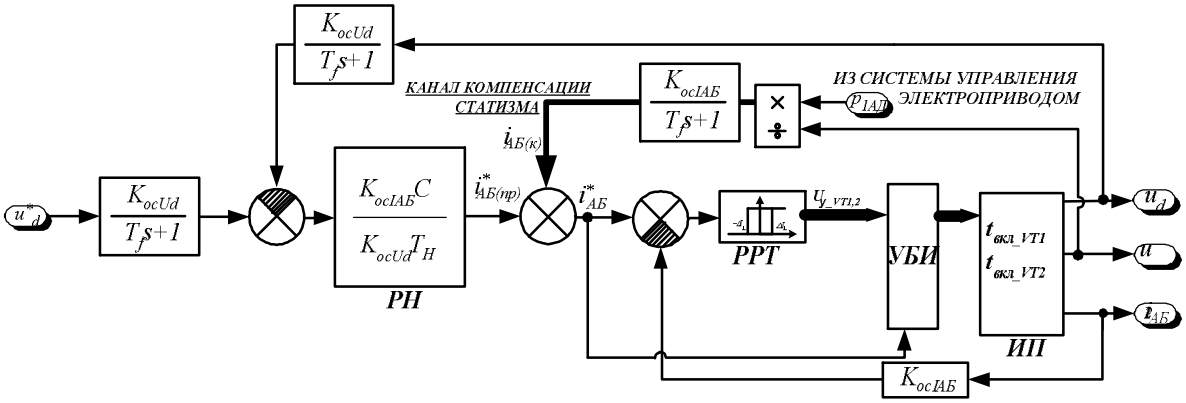


Рисунок 2 - Структурная схема системы регулирования напряжения в звене постоянного тока ПЧ, где: РН – регулятор напряжения; РРТ – релейный регулятор тока; УБИ – узел блокирования импульсов (раздельное управление транзисторами ИП).

Изложение материала и его результаты. Общая структура методики расчета параметров ИП и РН приведена на рис.3. Значение индуктивности выбирается исходя из значений мощности электропривода и ЭДС АБ $E_{АБ}$ при заданном значении амплитуды пульсаций $\Delta I_{АБ}$ и частоте коммутации $f_{КИП}$.

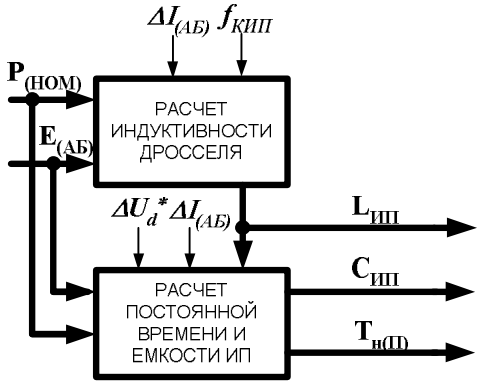


Рисунок 3 – Алгоритм метода расчета параметров ИП

В соответствии с принципом работы ИП повышающего типа индуктивность дросселя выбирается из уравнения:

$$L_{ИП} = \frac{(1-\frac{0.92E_{АБ}}{U_{d(НОМ)}})0.92E_{АБ}}{2f_{к(ИП)}\Delta I_{АБ}}, \qquad (1)$$

где $U_{d(НОМ)} = U_{л(ном)}/\sqrt{2}$ – значение напряжения в звене постоянного тока при использовании в АИН векторной ШИМ; $\Delta I_{АБ} = 0.08 I_{АБ(НОМ)}$ - заданное значение амплитуды пульсаций тока АБ [1]; $I_{АБ(НОМ)} = P_{1(НОМ)}/(0.92E_{АБ})$ значение тока АБ в номинальном режиме работы электропривода;

$U_{АБ(НОМ)} = E_{АБ} - R_{АБ} I_{АБ(НОМ)} \cong 0.92E_{АБ}$ - напряжение АБ при номинальном режиме работы электропривода при номинальном токе $I_{АБ(ном)}$ (в работе допускается снижение напряжения АБ на 8% при полностью заряженном состоянии [3,4]);

$P_{1(НОМ)}=P_{(НОМ)}/\eta_{(НОМ)}$ – активная мощность, потребляемая из звена постоянного тока ПЧ; $P_{(НОМ)}$ – номинальная мощность АД; $\eta_{(НОМ)}$ – КПД двигателя и АИН.

Для приведенной структуры САРН (рис.2) выбор значения постоянной времени регулятора напряжения РН оказывает существенное влияние на переходный процесс регулирования напряжения u_d [2]. С одной стороны ее минимальное значение определяет область устойчивой работы ИП:

$$T_{H(П)}{}' \geq \frac{1}{\frac{E_{АБ}}{(I_{dH}L)}+\frac{I_{dH}}{(C_{ИП}U_{АБ(НОМ)})}}, \quad (2)$$

где $I_{dH}=P_{1(НОМ)}/U_{d(НОМ)}$ – значение тока нагрузки в звене постоянного тока (активная мощность), в номинальном режиме работы электропривода; $C_{ИП}$- значение емкости фильтра в звене постоянного тока ПЧ.

Реакция контура напряжения на скачкообразное управляющее воздействие зависит от времени запаздывания $\tau_з$ (рис.4):

$$\tau_з=\frac{I_{АБ(р)}L_{ИП}}{U_{АБ(НОМ)}}. \quad (3)$$

При этом нагрузка ИП отключается от источника и напряжение на конденсаторе уменьшается на величину $U_{d\tau}=I_d\tau_з/C_{ИП}$, а ток АБ линейно увеличивается на величину реактивной составляющей $I_{АБ(р)}$ [2].

Ограничить значение $I_{АБ(р)}$ и время $\tau_з$ можно, используя выражение из [2] для определения постоянной времени РН:

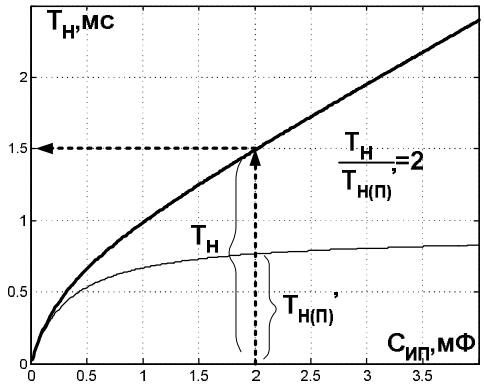


Рисунок 4 – Определение постоянной времени РН и емкости конденсаторного фильтра

$$T_H=\frac{\frac{\Delta U_d{}^* C_{ИП}}{K_{ocUd}}+I_{d_H}(\tau_з-T_f)}{I_{АБ(р)}-2\Delta I_{АБ}+\frac{I_{d_H}{}^2(\tau_з-T_f)}{C_{ИП}U_{АБ(НОМ)}}}, \quad (4)$$

где Tf=0.5 мс – постоянная времени фильтра (см. рис.2);

$\Delta Ud^*/K_{ocUd}=(\sqrt{6}I_{sa})(Rs+Rr)\approx 50\,В$ - значение скачкообразного управляющего воздействия на входе контура регулирования напряжения u_d, зависит от активной составляющей тока статора I_{sa} и активных сопротивлений статора и ротора двигателя (допускается постоянным, поскольку полный ток двигателя определяет его мощность, а сопротивления статора и ротора в переводе к базовым единицам обратно-пропорциональны мощности).

В работах [2-4] доказано, что при заданном ограничении значении $I_{АБ(р)}=0.7I_{АБ(НОМ)}$ и $T_H=2T_{н(П)}'$ переходный процесс в регулировании момента векторной системы управления характеризуется максимальным быстродействием. При этом если рассматривать САРН без электропривода, то перерегулирование в переходной функции напряжения стремится к нулю. Таким образом, в соответствии со структурой (рис.3) полученное значение индуктивности дросселя используется при расчете постоянной T_H и емкости $C_{ИП}$.

Для обеспечения одинаковых динамических свойств контура регулирования напряжения требуется поддержание следующих условий при изменении мощности электропривода и ЭДС АБ:

$$\left.\begin{aligned}&\tau_з=const\\&T_H=2T_{н(П)}'\\&I_{АБ(р)}=0.7I_{АБ(НОМ)}\\&\Delta Ud_\tau=const\\&\Delta I_{АБ}=0.08I_{АБ(НОМ)}\\&\Delta Ud^*/K_{ocUd}=50\,В\end{aligned}\right\}. \quad (5)$$

Первое и третье выражение системы (5) определяет прямую зависимость емкости от мощности электропривода.

Алгоритм нахождения значений постоянной времени РН и емкости конденсаторного фильтра представлен на рис.4. Он представляет графическое определение условия $T_H = 2T_{н(П)}'$ с использованием уравнений (1, 2) для заданных значений $P_{(НОМ)}$, $E_{АБ}$, а также разных значений емкости.

После повторения процедуры нахождения значений T_H, $C_{ИП}$ для трех значений ЭДС АБ [80 130 180] В и трех значений мощностей [8.5 17 34] кВт (рис.3) получены аппроксимированные зависимости для нахождения постоянной времени РН:

$$T_H=(0.01*E_{АБ}+0.27),\ [мс], \qquad (6)$$

и емкости конденсаторного фильтра в звене постоянного тока ПЧ:

$$C_{ИП}=(-0.0003*E_{АБ}+0.154)*P_{АД}/\eta_{АД},\ [мкФ]. \qquad (7)$$

Выражение (7) объясняет независимость $T_{н(П)}$ от мощности электропривода, поскольку степени мощности числителя и знаменателя в выражениях (2, 4) одинаковы.

Переходные процессы изменения напряжения u_d для разных значений мощности электропривода и ЭДС АБ приведены на рис.5. В них характер изменения регулируемой величины u_d практически не изменяется, а перерегулирование стремится к нулю. При этом токи АБ изменяются пропорционально изменению $I_{АБ(НОМ)}$.

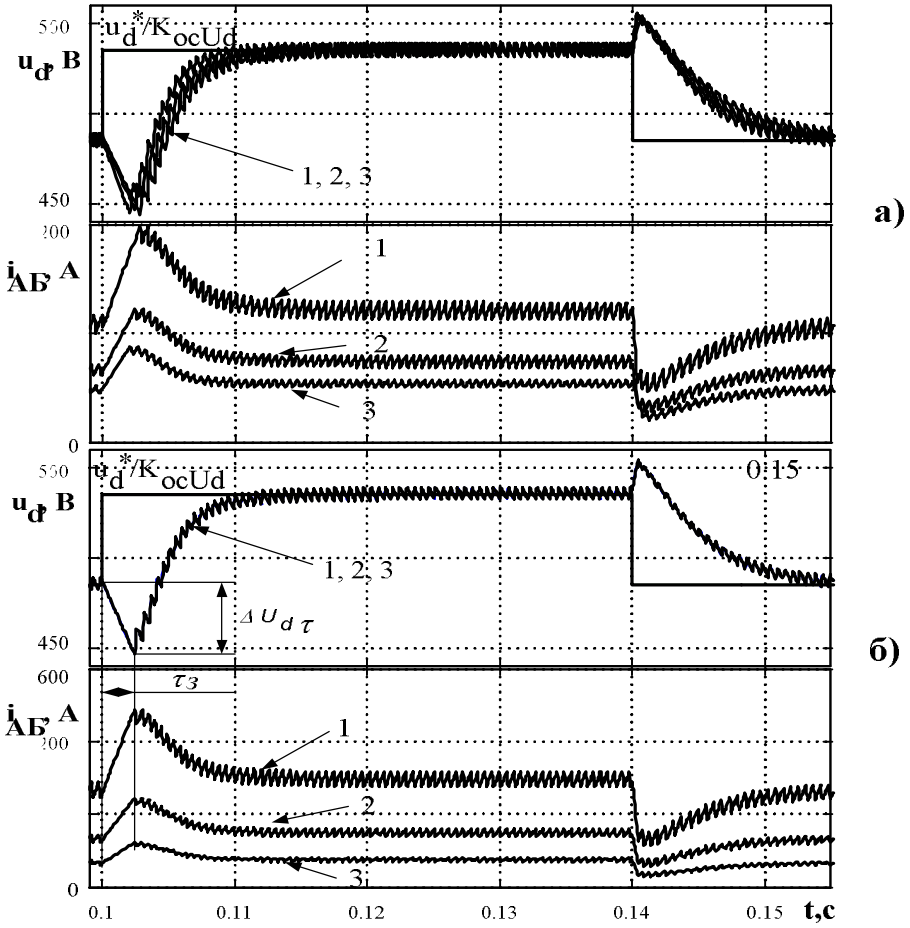


Рисунок 5 - Результаты моделирования процессов в САРН;
а) с разными значениями ЭДС АБ при I_d=33А б) с разными значениями I_d при $E_{АБ}$=130 В
1 – $E_{АБ}$=80 В; L=1.1 мГн; C=2.2 мФ; $T_{н(П)}$=1.1 мс; 1 – I_d=66 А; L=1.25 мГн; C=4 мФ; $T_н$=1.5 мс;
2 – $E_{АБ}$=130 В; L=2.5 мГн; C=2 мФ; $T_{н(П)}$=1.5 мс; 2 – I_d=33 А; L=2.5 мГн; C=2 мФ; $T_н$=1.5 мс;
3 – $E_{АБ}$=180 В; L=4.4 мГн; C=1.7 мФ; $T_{н(П)}$=1.9 мс; 3 – I_d=16.5 А; L=5 мГн; C=1 мФ; $T_н$=159 мс.

Поскольку динамические характеристики контура регулирования напряжения в звене постоянного тока не зависят от мощности и ЭДС АБ, настройку внешних контуров регулирования векторной системы управления с регулированием момента [3,4] можно производить при неизменной инерционности контура регулирования напряжения звена постоянного тока ПЧ.

Выводы: в работе получены зависимости для выбора индуктивности и емкости ИП, а также постоянной времени регулятора напряжения в звене постоянного тока ПЧ, которые можно использовать для тягового асинхронного электропривода с повышением напряжения АБ и комбинированным формированием напряжения на статоре двигателя.

Библиографический список

1. Мирошник Д.Н. Асинхронный электропривод с частотным управлением при регулировании напряжения в звене постоянного тока / Д.Н. Мирошник // Гірнича електромеханіка і автоматика. - Дніпропетровськ: НГУ.- 2000. - вип.79. - С. 147-153.

2. Шавёлкин А.А. Компенсація статизму при регулюванні вихідної напруги імпульсного перетворювача, що підвищує напругу джерела/ А.А. Шавёлкин, Д.Н. Мирошник// Електромеханічні і енергозберігаючі системи. Щоквартальний науково-виробничий журнал. – Кременчук: КНУ. - 2011. – Випуск 3/2011(15). – С. 36-40.

3. Шавелкин А.А. Повышение быстродействия при регулировании момента в частотно-регулируемом тяговом асинхронном электроприводе с питанием от аккумуляторной батареи / А.А. Шавелкин, Д.Н. Мирошник / Електромеханічні і енергозберігаючі системи. Тем. вип. «Проблеми автоматизованого електропривода. Теорія і практика». - Кременчук: КрНУ.- Вип. 3/2012 (19). - С.302-304.

4. Мирошник Д.Н. Идентификация тока источника при регулировании напряжения звена постоянного тока преобразователя частоты в системе векторного управления/ Д.Н. Мирошник // Вісник Національного технічного університету «ХПІ». Збірник наукових праць. Серія «Проблеми автоматизованого електроприводу. Теорія і практика. – Х.: НТУ «ХПІ». – 2013. - №36 (1009). – С.351-352.

5. Matsumoto S. (TOYOTA MOTOR CORPORATION), Advancement of hybrid vehicle technology/ S. Matsumoto. 11th European Conference on Power Electronics and Application EPE, Dresden.- 2005.- P.1-5.

Рекомендована к печати д.т.н., проф. Ковалёвым Е. Б.

Статья поступила в редакцию 05.11.13.

к.т.н. Мірошник Д. М. *(ДонНТУ, м. Донецьк, Україна, E-mail: den_mira@ukr.net)*

РОЗРАХУНОК ПАРАМЕТРІВ ІМПУЛЬСНОГО ПЕРЕТВОРЮВАЧА, ЩО ПІДВИЩУЄ НАПРУГУ АККУМУЛЯТОРНОЙ БАТАРЕИ, У ТЯГОВОМУ АСИНХРОННОМУ ЕЛЕКТРОПРИВОДІ

Розроблена методика розрахунку параметрів індуктивності і ємності, а також сталої часу регулятора вихідної напруги імпульсного перетворювача, що підвищує напругу акумуляторної батареї, у тяговому асинхронному електроприводі.

Ключові слова: *імпульсний перетворювач, індуктивність, ємність, регулятор напруги, акумуляторна батарея, тяговий електропривід.*

Miroshnik D. N. *(DonNTU, Donetsk, Ukraine, E-mail: den_mira@ukr.net)*

A CALCULATION OF THE STEP-UP CONVERTER IN THE ASYNCHRONOUS TRACTION ELECTRIC DRIVE WITH A SUPPLY FROM THE CHARGE BATTERY

The calculation method of inductance and capacity, and also output voltage controller time constant of step-up converter is developed for the traction asynchronous electric drive with a supply from the charge battery.

Key words: *step-up converter, inductance, capacity, voltage controller, charge battery, traction electric drive.*

ТРЕБОВАНИЯ
к рукописям научных статей в сборник научных трудов Донбасского государственного технического университета

Статьи должны предоставляться в соответствии с требованиями ВАК Украины (Перелік № 1 за 2003г) и ДСТУ 7152:2010. Сборник научных трудов издается три раза в год. Сборник формирует информационный отдел: 94204, г. Алчевск, пр. Ленина, 16, ДонГТУ, тел/факс (06442) 2-68-87, e-mail: info@dmmi.edu.ua (тема: для редакции сборника научных трудов ДонГТУ), секретарь редакционной коллегии Скомская Светлана Анатольевна.

Сборник содержит следующие разделы: «Разработка полезных ископаемых», «Металлургия», «Строительство», «Электротехника. Радиотехника». Содержание статей должно отвечать новым достижениям науки и техники, их практическому значению, соответствовать технической направленности сборника и представлять интерес для широкого круга специалистов.

В статье должно быть кратко изложено то новое и оригинальное, что разработано авторами, показано преимущество перед аналогами предлагаемых разработок, описаны их особенности и практическая значимость. Результаты работы не должны предоставляться в виде тезисов.

Ответственность за нарушение авторских прав, за несоблюдение действующих стандартов и за недостоверность приведенных в статье данных полностью несут авторы статьи.

Статья должна сопровождаться внутренней и внешней рецензиями (приказ МОНУ №1111 от 17.10.12. п. 2.11.). На усмотрение автора рекомендовано два вида рецензий: рецензия в произвольном изложении; международная форма рецензирования статьи. Авторы сторонних организаций дополнительно сопровождают статью рекомендательным письмом. Редакционная коллегия оставляет за собой право вносить в текст статьи изменения редакционного характера без согласования с авторами.

Текст статьи предоставляется на электронном носителе и в печатном виде, сопроводительная документация только в печатном виде.

Рекомендуемое количество авторов статьи до 3-х человек. При необходимости, по решению редколлегии, количество авторов может быть увеличено до 5-ти.

Языки предоставления статей: украинский, русский, английский.

Все поданные статьи публикуются в сборнике на платной основе. За информацией относительно условий оплаты обращаться в редакцию сборника.

ТРЕБОВАНИЯ К ОФОРМЛЕНИЮ

Текст рукописи статьи от 5 до 10 страниц **в книжной ориентации**, на белой бумаге формата А4 (210х297 мм), с полями: верхнее, нижнее – 27 мм; левое – 23 мм, правое – 25 мм. Страницы не нумеруются. Рукопись статьи оформляется с применением редактора MS Word (не ниже версии 6.0 и не старше версии 11(2003)) шрифтом Times New Roman, размером 12 пт, одинарным интервалом, выравниванием по ширине, абзацным отступом 0,5 см. **Функция «Автоматическая расстановка переносов» должна быть активирована.** Весь материал подается в черно-белом оформлении (без градиентов серого или цветовой палитры). Не допускается использование списков (маркированных и нумерованных) и элементов «Надпись».

Оформление статей

Статья подается отдельным файлом «Статья.doc».

УДК проставляется вверху, выравнивание по левому краю, шрифт полужирный, без абзацного отступа.

Через один интервал - ученая степень**,** фамилия, инициалы разделенные пробелом. С новой строки в круглых скобках – название организации, название города, страны, e-mail автора, через запятую. Шрифт полужирный, курсив, выравнивание по правому краю, без абзацного отступа.

С новой строки – название статьи, выравнивание по центру, шрифт Ariel, полужирный, видоизменение: все прописными, без абзацного отступа, интервал перед и после абзаца – 12 пт, **с запретом автоматического переноса слов в абзаце.** Не допускается набор всего названия заглавными буквами.

С новой строки – краткая аннотация на языке публикации, курсивом, размером 11 пт.

После аннотации с новой строки – ключевые слова (6–8 слов на языке статьи), курсивом, размером 11 пт, интервал после абзаца – (Авто). Фраза «Ключевые слова:» выделяется полужирным начертанием.

С новой строки – текст статьи в <u>две колонки</u>, интервал между колонками 0.5 см.

Слова рисунок и таблица в упоминаниях по тексту пишется полностью (Пример: «… на рисунке 2 …», а в ссылках в конце предложения пишется сокращенно в скобках (Примеры: «… схема инвертора (рис. 2).», «… получены экспериментальные данные (табл. 4).»).

После текста статьи, полужирным шрифтом, размером 11 пт, располагается заголовок «Библиографический список», интервал перед абзацем – 12 пт, после абзаца – 8 пт, выравнивание по левому краю.

Библиографический список оформляется согласно ДСТУ ГОСТ 7.1:2006 «*Бібліографічний запис. Бібліографічний опис. Загальні вимоги та правила складання*», размером 11 пт, курсивом и должен быть составлен в порядке упоминания в тексте. Ссылки на литературу заключаются в квадратные скобки. Рекомендованное количество ссылок – не более восьми источников с датой их издания не ранее чем 20 лет назад. В библиографическом списке каждый украино- или русскоязычный источник должен быть приведен сначала на языке оригинала, а затем в переводе, на английском языке. Транслитерация фамилий авторов выполняется в зависимости от языка оригинала источника согласно требованиям Постановления Кабинета Министров Украины от 27 января 2010 г. №55 «Про впорядкування транслітерації українського алфавіту латиницею»

(http://translit.kh.ua/#lat/passport - для украинского языка) или требованиям системы BGN/HCGN (http://translit.kh.ua/#lat/bgn - для русского языка).

Через один интервал – ученая степень, фамилия, инициалы, полное название организации, название статьи, аннотации и ключевые слова приводятся на оставшемся языке из двух (русский, украинский), размером шрифта 11 пт.

Ученая степень**,** фамилия, инициалы оформляются полужирным шрифтом, без абзацного отступа, выравниванием по левому краю. В круглых скобках, курсивом – название организации, название города, страны, e-mail автора, через запятую.

С новой строки, без абзацного отступа, выравниванием по левому краю – название статьи заглавными буквами.

С новой строки – краткая аннотация, курсивом.

С новой строки – ключевые слова, курсивом. Фраза «Ключевые слова:» выделяется полужирным начертанием.

Оформление аннотаций отдельным файлом

Аннотация и ключевые слова дополнительно подаются на двух языках (русский, украинский) отдельным файлом «*Аннотация.doc*», размером шрифта 11 пт.

Ученая степень**,** фамилия, инициалы оформляются полужирным шрифтом, без абзацного отступа, выравниванием по левому краю. В круглых скобках, курсивом – название организации, название города, страны, e-mail автора, через запятую.

С новой строки, без абзацного отступа, выравниванием по левому краю – название статьи заглавными буквами.

С новой строки – краткая аннотация, курсивом.

С новой строки – ключевые слова, курсивом. Фраза «Ключевые слова:» выделяется полужирным начертанием.

Оформление рефератов отдельным файлом

Реферат подаётся на двух языках (русский, украинский) отдельным файлом «*Реферат.doc*», размером шрифта 11 пт.

В заголовке – ученая степень**,** фамилия, инициалы оформляются полужирным шрифтом, без абзацного отступа, выравниванием по левому краю. В круглых скобках, курсивом – название организации, название города, страны, e-mail автора, через запятую.

С новой строки, без абзацного отступа, выравниванием по левому краю – название статьи заглавными буквами.

С новой строки – реферат, курсивом. Реферат объемом от 200 до 300 слов исключительно общепринятой терминологии, должен быть структурированным и содержать следующие элементы: цель, методы, результаты, научная новизна, практическая значимость. Фразы «Цель.», «Методика.», «Результаты.», «Научная новизна.», «Практическая значимость.», размещаются с красной строки и выделяются полужирным начертанием. Реферат не должен повторять название статьи.

С новой строки – ключевые слова, курсивом. Фраза «Ключевые слова:» выделяется полужирным начертанием.

Рисунки

Рисунки вставляются в текст единым объектом и могут быть представлены:
– *растровыми форматами* – gif, tiff, jpg, bmp и им подобными (качество 300 dpi);
– *векторными форматами* – emf, wmf.

Рисунки, выполненные в программах Corel, CAD, Word и др., переводятся в один из описанных выше форматов, предпочтительно векторные.

Графический материал следует располагать непосредственно после текста, в котором он упоминается впервые или на следующей странице. Все позиции, обозначенные на рисунке, должны быть объяснены в тексте и нанесены слева направо, сверху вниз. Перед рисунком интервал 12 пт. Выравнивание по центру, ширина в одну колонку (большие рисунки располагают на ширину страницы, вверху или внизу страницы). Рисунки размещают в тексте (не в таблицах), обтекание рисунка – «в тексте». Все рисунки подаются дополнительно отдельными файлами.

Допускается размещение пояснительных данных под иллюстрацией (подрисуночный текст) с выравниванием по центру без абзацного отступа, размером 10 пт.

Под каждым рисунком (подрисуночным текстом) располагается подпись в формате «Рисунок № – Название» с выравниванием по центру без абзацного отступа, интервалом перед и после абзаца – (Авто), размером 11пт, с запретом автоматического переноса слов в абзаце. Статья не должна заканчиваться рисунком. Рекомендуется, чтобы площадь, занятая рисунками, составляла не более 25% общего объема.

Формулы

Абзац содержащий формулы должен иметь следующие параметры: выравнивание по левому краю, без абзацного отступа, интервал перед и после абзаца 6 пт, позиции табуляции – 3,75 см по центру (для расположения формулы) и 7,85 см по правому краю (для расположения номера формулы). Формулы целиком (включая размерности) выполняются с помощью редактора формул Microsoft Equation 3 математическим стилем, обычное начертание шрифта (нормальный), со следующими размерами:

Full (обычный)..... 12 pt
Subscript/Superscript (крупный индекс)..... 9 pt
Sub-Subscript/Superscript (мелкий индекс)..... 7 pt
Symbol (крупный символ)..... 14 pt
Sub-Symbol (мелкий символ)..... 12 pt
Формат ..... по центру
Междустрочный интервал..... 200%

Недопустимо масштабирование формул и размещение формул в табличном формате. В одном блоке формулы, попадающему на границу колонок, допускается только одна строка (многострочные формулы разбиваются на блоки). Упоминание элементов формул по тексту статьи также выполняется в редакторе формул.

Таблицы

Все таблицы располагаются после упоминания в тексте и должны иметь название и порядковый номер. Название располагается над таблицей, размер шрифта 11 пт, без абзацного отступа, интервал перед абзацем – 12 пт, после абзаца – 6 пт, с запретом автоматического переноса слов в абзаце.

Таблица выравнивается по центру контейнера, в книжной ориентации, шириной в 1 колонку (большие таблицы располагаются на ширину страницы, вверху или внизу страницы). Текст в таблице оформляется размером шрифта 11 пт или 12 пт, без абзацного отступа. Не допускается заливка ячеек таблицы цветом. После таблицы отступается один интервал.

СОДЕРЖАНИЕ

РАЗРАБОТКА ПОЛЕЗНЫХ ИСКОПАЕМЫХ

Литвинский Г. Г., Фесенко Э. В.
Исследование параметров рамной крепи из коробчатого профиля 5
Окалелов В. Н.
Оптимизация сети горных выработок угольных шахт в сложных условиях разработки угольных пластов 13
Должиков П. Н., Фурдей П. Г.
О технико-экономической эффективности применения шлакоглинистых смесей при ликвидации горных выработок 19
Литвинский Г. Г., Бикяшева Ю. Н.
Закономерности развития магистральной трещины при расколе породных образцов 23
Корнеев С. В., Долгих В. П.
Анализ факторов, определяющих силу сопротивления вращению роликов ленточных конвейеров 33
Клишин Н. К., Кизияров О. Л.
Управление состоянием кровли в лавах 37
Чепурная Л. А., Антощенко Н. И., Филатьев М.В., Крыжановский Ю. Ю.
Расчетная схема начала сдвижения земной поверхности при ее подработке угольными пластами 41
Коробкин С. Г.
Моделирование действия взрыва в горной породе с помощью электроимпульсных разрядов 47
Калюжный С. В.
Применение для вентиляторов главного проветривания угольных шахт электропривода с моментной механической характеристикой 53
Рутковский Ю. А., Зинченко А. М., Стародубов С. Ю.
Основатель инженерной школы горных механиков и машиностроителей России (к 175-летию со дня рождения И. А. Тиме) 60
Аверин Г. А., Ларченко В.Г., Корецкая Е. Г.
Исследование разрушений крепких породных слоев, залегающих в кровле угольного пласта, методом конечных элементов 65
Куценко О. М.
Результаты теоретических исследований сдвижения и деформаций земной поверхности в горно-геологических условиях Восточного Донбасса 70

МЕТАЛЛУРГИЯ

Смирнов А. Н., Куберский С. В., Головчанский А. В., Семирягин С. В. 79
Исследование условий формирования подповерхностного слоя непрерывнолитой заготовки на начальном этапе кристаллизации .....
Новохатский А. М., Дементьев А. О., Михайлюк Г. Д., Карпов А. В.
Анализ влияния режима выпусков на дренажные условия в горне доменной печи.. 86
Петрушов С. Н., Русанов И. Ф., Русанова Н. В.
Анализ применимости углей с высоким выходом летучих в агломерации 94
Смирнов А. Н.,. Куберский С. В., Семирягин С. В., Ухин В. Е.
Особенности непрерывного горизонтального литья полой круглой заготовки из меди и медных сплавов 99
Новохатский А. М., Блинов А. М.
Анализ эффективности десульфурации чугуна при изменении формы слоя шлака в горне доменной печи 107

Куберский С. В.
Полунепрерывная разливка как элемент высокоэффективной технологии для металлургических микро-заводов 113
Рутковский Ю. А., Рутковский А. Ю.
Эксергия потока при наличии резонансных колебаний давления газа во всасывающей системе поршневого компрессора 122
Кузнецов Д. Ю.
Эволюция физико-химических свойств и качества автомобильного листа из малокремнистых сталей 129
Карпов А. В.
Исследование изменения боковой нагрузки действующей на кладку доменной печи 135
Коваленко В. М.
Анализ силовых параметров при штамповке поковок с комбинированным нагружением ... 140
Кравченко В. М., Романчук Я. А.
Физическое моделирование процесса пульсирующей продувки металла в сталеразливочном ковше 143
Боровик П. В., Петров П. А.
3D модель процесса поперечного разделения на ножницах непрерывнолитых сортовых заготовок 151
Ершов В. М., Русанова Н. В.
Влияние электроискрового легирования на структуру твердых сплавов 156
Дорогой Е. В.
Современное состояние вопроса окомкования агломерациной шихты, содержащей большое количество тонкоизмельченных материалов. Сообщение 2: механизм образования, роста и разрушения гранул при окомковании 162
Селезнёв М. Е.
Определение максимального усилия при поперечной резке толстолистовых раскатов шевронным ножом сложной формы 173

Строительство

Должиков П. Н., Кипко А. Э., Кирияк К. К.
Геомеханическое обоснование устройства подпорных стен методом напорной цементации насыпных грунтов 181
Должиков П. Н., Збицкая В. В.
Физическое моделирование работы буроинъекционной сваи в разуплотненных грунтах 190
Симонов С. І., Симонова І. М., Сова І. О.
Визначення похибки тепловізійного вимірювання зовнішніх огороджувальних конструкцій 196
Карапетян С. Х., Усенко В. Н.
Напряженно-деформированное состояние бетона в железобетонных внецентренно сжатых элементах при повторных нагружениях..... 202
Лахтин К. И., Симонова И. Н., Симонов С. И.
Основные принципы проектирования остановок общественного транспорта 206
Абед С.Ф.
Исследования прочности грунтоглиноцементной сваи в песчаных и суглинистых грунтах. 214

Электротехника. Радиотехника

Корсунов К. А.
Компьютерное моделирование эволюции формы электрической дуги в канале плазмотрона 223
Полилов Е. В., Руднев Е. С., Скорик С. П.
Робастное управление двухмассовым электромеханическим объектом 229

Мирошник Д. Н.
Расчет параметров импульсного преобразователя повышающего типа в тяговом асинхронном электроприводе с питанием от аккумуляторной батареи 234

Требования к рукописям научных статей к выпуску
сборника научных трудов ДонГТУ ..……..... 239

НАУКОВЕ ВИДАННЯ

ЗБІРНИК НАУКОВИХ ПРАЦЬ
ДОНБАСЬКОГО ДЕРЖАВНОГО ТЕХНІЧНОГО УНІВЕРСИТЕТУ

Випуск 41

Головний редактор
Антощенко М. І. – д.т.н.
Редакційна колегія:
С. В. Семірягін – зам. гол. ред., к.т.н.,
М. М. Заблодський – д.т.н.,
С. М. Петрушов – д.т.н.,
О. М. Смірнов – д.т.н.,
О. М. Новохатський – д.т.н.,
Г. Г. Литвинський – д.т.н.,
Тадеуш Майхерчик – проф. (Польща),
А. Г. Протосеня – д.т.н. (Росія),
Р. А. Фрумкін – д.т.н,
Г. В. Бабіюк – д.т.н.,
В. М. Окалєлов – д.т.н.,
М. К. Клішин – д.т.н.,
А. П. Борзих – д.т.н.,
П. М. Должиков – д.т.н.,
З. Л. Фінкельштейн – д.т.н.,
В. Д. Лущик – д.т.н.,
С. В. Корнєєв – д.т.н.,
В. О. Ульшин – д.т.н.,
Хельмут Вайс – проф. (Австрія),
О. І. Голоднов – д.т.н.,
А. Ю. Прокопов – д.т.н. (Росія),
Г. Я. Дрозд – д.т.н.,
В. Н. Ульяницький – проф., к.т.н.,
Ю. Е. Паеранд – проф., к.т.н.,
С. А. Скомська – секретар редакційної колегії.

Відповідальний за випуск С. А. Скомська

(*українською, російською та англійською мовами)*

Комп'ютерна верстка Н. В. Пупкова

Підп. до друку 13.12.2013. Формат $84\times108^{1}/_{16}$. Папір офс.
Друк RISO. Ум. друк. арк. 25,73. Зам. № 297. Наклад 100 пр. Перший запуск 80 пр.
Видавництво не несе відповідальність за зміст матеріалу, наданого автором до друку.
Видавець та виготівник:
Донбаський державний технічний університет
пр. Леніна, 16, м. Алчевськ, Луганська обл., 94204.
(Видавництво «ЛАДО», ауд. 2113, т./факс (06442) 2-58-59)
Web-site: http//www.testlado.com.ua
Свідоцтво Держкомтелерадіо серія ДК № 2010 від 12.11.2004