


Министерство образования
и науки Украины

СБОРНИК НАУЧНЫХ ТРУДОВ

Донбасского государственного
технического университета



ВЫПУСК 22

Алчевск, 2006

МИНИСТЕРСТВО ОБРАЗОВАНИЯ И НАУКИ УКРАИНЫ

**СБОРНИК НАУЧНЫХ ТРУДОВ
ДОНБАССКОГО ГОСУДАРСТВЕННОГО
ТЕХНИЧЕСКОГО УНИВЕРСИТЕТА**

Издается с июня 1999 года

Выпуск 22

Алчевск
2006

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

*Сборник включен в перечень научных изданий ВАКа Украины, в котором могут публиковаться основные результаты диссертационных работ
Свидетельство Госкомтелерадио Украины о регистрации
серия КВ, № 10307, от 27.12.2005*

*Рекомендовано ученым советами редакционной коллегией ДонГТУ
(Протокол № 9 от 24.11.2006)*

Главный редактор

Заблудский Н.Н. – канд. техн. наук

Редакционная коллегия:

А.И. Акмаев – докт. экон. наук,
С.Н. Петрушов – докт. техн. наук,
Г.Г. Литвинский – докт. техн. наук,
Р.А. Фрумкин – докт. техн. наук,
Н.К. Клишин – докт. техн. наук,
З.Л. Финкельштейн – докт. техн. наук,
А.Б. Зеленов – докт. техн. наук,
Ю.С. Денищик – докт. техн. наук,
В.А. Ульшин – докт. техн. наук,
А.И. Давиденко – докт. техн. наук,
В.А. Луценко – канд. техн. наук,
В.Н. Ульяницкий – канд. техн. наук,
С.А. Скомская – нач. информ. отдела

С41 Сборник научных трудов Донбасского государственного технического университета. Вып. 22 – Алчевск: ДонГТУ, 2005 – 301 с.

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, 2006

Адрес электронной почты: info@dmmti.edu.ua

**РАЗРАБОТКА
ПОЛЕЗНЫХ
ИСКОПАЕМЫХ**

УДК 622.815:622.831.32

*Докт. техн. наук, профессор Антощенко Н. И.
Канд. техн. наук Чирок А. П.
(ДонГТУ, г Алчевск, Украина)*

О ФАКТОРАХ, ВЫЗЫВАЮЩИХ ИМПУЛЬСНЫЕ ПРОЦЕССЫ В УГОЛЬНЫХ ШАХТАХ

Приведені результати комплексного теоретичного аналізу нетехнологічних чинників, що викликають імпульсні процеси у вугільних шахтах. Запропоновані методи урахування їх сумарної дії на основі показника питомої енергоємності і функції часу.

Проблема и ее связь с научными и практическими задачами.

В соответствии с теорией импульсных процессов, их основной причиной является нарушение баланса между энергией деформации и восстановления. К импульсным процессам можно отнести газодинамические явления в угольных шахтах. Для таких случаев энергия деформации обусловлена технологическими (нарушением природного равновесия в зоне влияния горной выработки), а также природными факторами. Энергия восстановления развивается как ответная реакция массива, вмещающего выработку, на указанные воздействия при его формоизменении.

Применительно к горным выработкам под импульсными процессами понимаются явления разгрузки от напряженного состояния массива пород, накопившего критическое количество энергии деформации за короткий интервал времени, сопровождающееся его разрушением и перемещением массы или перемешиванием вещества. Количественная оценка энергоемкости отдельных источников имеет важное значение при решении многих практических задач горного производства, а также позволяет научно обосновать и установить суть происходящих процессов.

Анализ исследований и публикаций. До настоящего времени не производился комплексный теоретический анализ воздействий, обусловленных силами всемирного тяготения, геологическими и другими природными процессами. Хотя ряд работ [1- 7] посвящен рассмотрению отдельных составляющих данного вопроса. Их анализ показывает, что все большее внимание исследователей привлекают вопросы изучения нетехнологических факторов, способствующих возникновению разломов пород почвы и выбросов угля (породы) и газа, как элемента, необходимого, для познания их природы.

Постановка задачи. Целью данной работы является анализ факторов, вызывающих рост энергии деформации системы. При этом с научной и практической точки зрения представляет интерес произвести их ранжирование по мощности и вкладу в работу разрушения.

Идея работы состоит в предположении о независимости и суммировании (суперпозиции) действия составляющих энергии деформации. При этом предполагается отсутствие их взаимного влияния. Следствием этого предположения является возможность периодического проявления отдельных факторов, их усиления и ослабления без какого бы то ни было влияния на прочие составляющие энергетического баланса, если обстоятельства, их обусловившие проявляются циклически. К причинам такого рода можно отнести влияние солнечной и лунной гравитации, периодические колебания земной коры и тому подобное.

Изложение материала и его результаты. Факторы, вызывающие импульсные процессы, можно подразделить на технологические и природные. К первой группе отнесли все дискретные целевые воздействия (например, буровзрывные работы) и периодические (непрерывные) целевые воздействия, такие как очистные работы и т. п. Непериодические (дискретные целевые) воздействия сообщают массиву весьма ограниченный энергетический поток, однако, как правило, сосредоточенный в весьма коротких промежутках времени. Кроме того, невозможно прогнозировать корреляцию между процессами накопления энергии в массиве и его разрядки, что делает их весьма опасными.

Периодические целевые воздействия напротив, весьма энергоемки, но, как правило, рассредоточены во времени. Кроме того, они в большей степени поддаются прогнозу. При этом, именно Периодические целевые воздействия составляют основу в балансе технологических факторов, вызывающих импульсные процессы.

Другую группу воздействий составляют природные, связанные с горно-геологическими процессами, влиянием солнечной и лунной гравитации и другими обстоятельствами. Их также целесообразно подразделить на регулярные и нерегулярные факторы природы.

Факторы природы можно классифицировать по физической сути в зависимости от источника потенциальной энергии. Такими источниками могут являться упруго-деформированные породы, газ и прочие флюиды. Кроме того, необходимо отметить наличие определенной зависимости в проявлении отдельных воздействий природного характера. В частности, газовое давление, обусловленное процессами десорбции, начинает вносить самостоятельный вклад при условии, если они становятся необратимыми. Это, в свою очередь, возможно только при снятии внешнего усилия, т. е. при перераспределении горного давления. Иначе говоря, некоторые элементы газовых факторов природы возникают как

следствие первичных природных факторов и являются вторичными. Это обстоятельство следует рассмотреть как исключительное, не вписывающееся в контекст принятых гипотез суперпозиции.

Противоречие может быть устранено, если учесть два обстоятельства. Во-первых, зависимость между первичными и вторичными факторами, как правило, носит разовый и односторонний характер. В частности, после превращения газового давления в самостоятельный источник влияния, последующие формоизменения массива, связанные с ростом горного давления, процессы сорбции газа не успевают произойти достаточно быстро, чтобы высвободившийся газ перестал вносить самостоятельный вклад в энергетический баланс. Во-вторых, связанные причинно-следственной связью факторы, следует рассматривать не изолированно, а объединенными в комплексы, которые оказывают сложное воздействие. В дальнейшем под понятием «факторы» будем понимать так же и их комплексы, например, «породно-газовый» природный комплекс.

Структурная схема основных воздействий согласно известным литературным источникам приведена на схеме (рис. 1).

Солнечная и лунная гравитации формируют в земной коре весьма сложный комплекс усилий. Они, как правило, носят периодический характер и связаны, в первую очередь, со следующими процессами:

- вращение Земли вокруг своей оси вызывает приливные деформации земной коры с периодом близким к половине синодических суток (усилия данной группы, вызванные движением Луны не в полной мере соответствуют солнечным, что обусловлено особенностями ее орбиты);
- перемещение Луны по своей орбите вызывает глобальные деформации земного шара, связанные с соответствующими перемещением его центра масс относительно общего центра системы «Земля-Луна», с периодом равным половине солнечных суток. Имеет место чередование сильных и слабых максимумов через одинаковые интервалы;
- лунное притяжение оказывает локальное воздействие на поверхностные слои Земли, несколько понижая горное давление в направлении Луны и ему противоположном, и увеличивая его на оси перпендикулярной к этому направлению;
- обратным по характеру воздействия процессом, который может не совпадать с ним по фазе, является притяжение глубинных слоев Земли (их следование за движением спутника), что вызывает проявление в поверхностных слоях усилий, близких по воздействию к силам поверхностного натяжения в капле жидкости, стремящихся повысить уровень горного давления.



Рисунок 1 – Структурная схема факторов, вызывающих импульсные процессы

Однозначно оценить составляющую горного давления, обусловленную силами всемирного тяготения, значит дать зависимость вносимой ею энергии деформации (ее плотности). Решение такой задачи весьма затруднено, в первую очередь по причине неоднозначности их влияния. В настоящее время, с высокой достоверностью можно оценить средний по объему земного шара уровень энергоемкости, соответствующий моменту совпадения фаз всех оговоренных колебательных процессов. При этом, следует ожидать достаточно малого значения градиента данного параметра в объеме Земли.

Движение Луны по орбите вызвано силой гравитации со стороны Земли. В соответствии со вторым законом Ньютона равное по модулю усилие оказывает и спутник. Это, безусловно, должно приводить к некоторому отклонению от земной орбиты, однако вследствие существенной разницы масс (в 81 раз) и прочих астрономических факторов этого не происходит. В то же время имеет место смещение центра тяжести Земли, а следовательно, ее деформация. Совершаемая при этом работа

$A_{тяг}^{def}$, отнесенная к объему планеты V_3 , и представляет собой искомым параметр гравитационной плотности энергии $\overline{E}_{тяг}^l$:

$$\overline{E}_{тяг}^l = \frac{A_{тяг}^{def}}{V_3}. \quad (1)$$

Работу деформации определим, используя модель абсолютно твердого тела и выражение для закона всемирного тяготения. Применим метод виртуальных перемещений. В качестве возможного перемещения Земли под действием лунного притяжения рассмотрим фактическое перемещение недеформируемого шара, находящегося под действием такого же комплекса сил. Для оценочных расчетов, точность которых допустима, исходя из принятой цели исследований, можно принять соотношение вида:

$$M \cdot L = m \cdot l, \quad (2)$$

где M и m - соответственно масса Земли и Луны;
 L и l - соответственно, перемещение Земли и Луны под влиянием лунной (солнечной) гравитации ($l = 2 \cdot \pi \cdot R_{орб}$).

Подставив в уравнение (1) значения $A_{тяг}^{def}$ и V_3 , получим:

$$\overline{E}_{тяг}^l = \frac{\gamma \cdot \frac{M \cdot m}{r^2} \cdot \frac{M}{m} \cdot 2 \cdot \pi \cdot R_{орб}}{\frac{4}{3} \cdot \pi \cdot R_3^3} = \gamma \cdot \frac{3 \cdot M^2 \cdot R_{орб}}{2 \cdot r^2 \cdot R_3^3}, \quad (3)$$

где γ - гравитационная постоянная;
 r -расстояние от Земли до Луны;
 $R_{орб}$ - радиус лунной орбиты;
 R_3 -радиус Земли.

Механизм воздействие солнечного притяжения принципиально не отличается от лунного, поэтому без учета фаз и периодов его составляющие могут быть оценены в пропорции к составляющим $\overline{E}_{тяг}^l$:

$$(\overline{E}_{тяг}^c)_i = k_{тяг}^i (\overline{E}_{тяг}^l)_i, \quad (4)$$

где $k_{тяг}^i$ - эмпирический коэффициент подобия.

При этом следует отметить, что влияние Солнца на порядки уступает влиянию Луны вследствие его большей удаленности.

В нетронутом горном массиве, как известно, имеют место напряжения, связанные как с давлением слоя вышележащих пород, так и с геологическими процессами. Первоначально они либо уравновешены реакцией пород, либо их действие нивелировано за счет работы трещинообразования. Исходный массив делится на блоки, которые переориентируясь в пространстве сводят свою потенциальную энергию к минимуму, который может быть уравновешен суммой работы деформации (W_δ), работой его разрушения (W_p) и энтропии (Ψ).

Негравитационные составляющие напряжения в изолированных горных породах определяются в первую очередь тектоническими процессами (глобальный уровень) и сейсмической активностью в районе (локальный уровень). Из вышесказанного становится очевидным, что сумма указанных составляющих не превышает величины:

$$W_{нс}^{глоб} + W_{нс}^{лок} \leq k_{тр}^2 \cdot W_\delta + k_{тр}^p \cdot W_p + \Psi \quad (5)$$

где $W_{нс}^{глоб}$ – негравитационные составляющие глобального уровня;

$W_{нс}^{лок}$ – негравитационные составляющие локального уровня;

$k_{тр}^2$ – коэффициент ослабления за счет трещин для гравитационной составляющей энергии деформации;

$k_{тр}^p$ – коэффициент ослабления за счет трещин для составляющей энергии деформации, связанной с разрушением пород.

Оценить влияние сейсмических факторов можно только для конкретных условий, учитывая активность земной коры.

Весь проанализированный комплекс факторов может рассматриваться как функция времени, за исключением ряда постоянных во времени воздействий (например, гравитационная составляющая горного давления). Они могут являться как дискретными для нерегулярных факторов, так и непрерывными (периодическими и непериодическими). Основной их характеристикой следует считать вид зависимости, момент проявления и период. Энергию деформации ε_i выразим в условных единицах, относительно к гравитационной составляющей, определенной для глубины H методом виртуальных перемещений W_2 :

$$W_2 = \rho \cdot g \cdot H \cdot \delta(\sigma), \quad (6)$$

где ρ - средняя плотность пород;

g - ускорение свободного падения;

$\delta(\sigma)$ - относительная деформация пород соответствующая напряжению

$$\sigma = \rho \cdot H.$$

Тогда относительная энергоёмкость ε_i i -го фактора с энергией W_i составит:

$$\overline{\varepsilon}_i = \frac{W_i}{W_2}, \quad (7)$$

а суммарная относительная энергоёмкость будет равна:

$$\overline{E} = \sum_i \overline{\varepsilon}_i(t) \cdot \cos(\omega_i \cdot t) + \sum_j \overline{\varepsilon}_j(t) \cdot [\eta_j(t_0) + \eta_j(t_0 + \Delta t_j)], \quad (8)$$

где $\overline{\varepsilon}_i$ и $\overline{\varepsilon}_j$ - соответственно относительные амплитудные значения энергоёмкости регулярных и нерегулярных факторов;

ω_i - частота проявления i -го фактора;

η_j - зависимость для аппроксимации j -ой дискретной функции;

t - текущее время;

t_0 - начальный момент действия случайного фактора;

Δt - продолжительность действия случайного фактора.

Анализ зависимости (1) позволяет установить, что размерность параметра \overline{E} в системе СИ Дж/м², следовательно, он определяет не величину энергии, накопленную в некотором слое, а ее удельное количество, или плотность, безотносительно к его размерам и форме.

Уравнение (3) показывает, что величина \overline{E} колеблется в некотором диапазоне от значения $\overline{E}_{\min} \leq 0$ до $\overline{E}_{\max} > \min(-\overline{E}_{\min}; 0)$, т.е. при определенных условиях значение энергии деформации может быть отрицательным. Следовательно, в этом случае условия для развития энергии восстановления не возникают.

Качественное изменение энергоёмкости во времени $\overline{E}(t)$ можно представить графиками (рис. 2). Ее рассмотрение позволяет установить, что проявление импульсного процесса это случайное событие (один из четырех максимумов суммарной кривой соответствует среднему, а второй минимальному значению базовой периодической функции). Для его возникновения необходимо сочетание максимумов некоторой базовой функции $\overline{E}_0(t)$, соответствующей наиболее сильному периодическому фактору

или комплексу факторов с непериодическими составляющими. Кроме того, необходимо совпадение пика $\bar{E}(t)$ с пиком мощности $d\bar{E}(t)/dt$.

Значение относительной энергоемкости с увеличением глубины первоначально растет за счет увеличения напряженно-деформированного состояния, превышая критическое значение $\bar{E}_{кр}$, соответствующее началу разрушения массива, а затем начиная с определенной глубины убывает (рис. 3). Следовательно, для любых конкретных условий существует диапазон, глубин от $H_{кр1}$ до некоторого значения $H_{кр2}$, характеризующийся соотношением $\bar{E} < \bar{E}_{кр}$. Определить глубину залегания $H_{кр2}$ можно только при полном учете эмпирических данных о конкретных горно-геологических и технологических условиях изучаемой горной выработки, накопленных в процессе эксплуатации вышележащих горизонтов. В то же время значительно больший интерес для практики, с точки зрения безопасности ведения работ, представляет величина $H_{кр1}$, значение которой можно рассчитать теоретически.

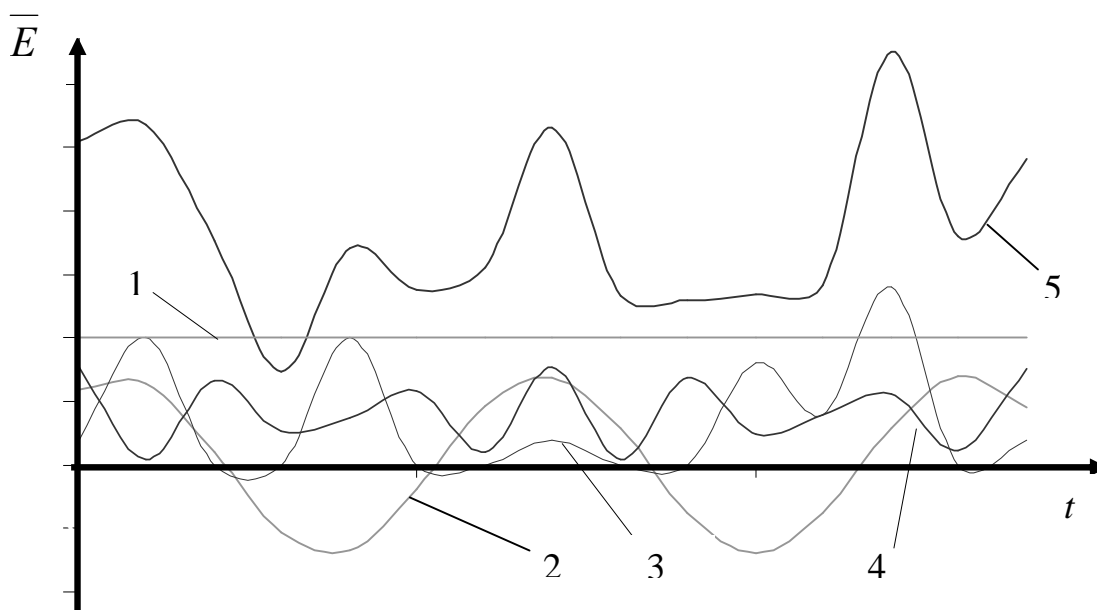
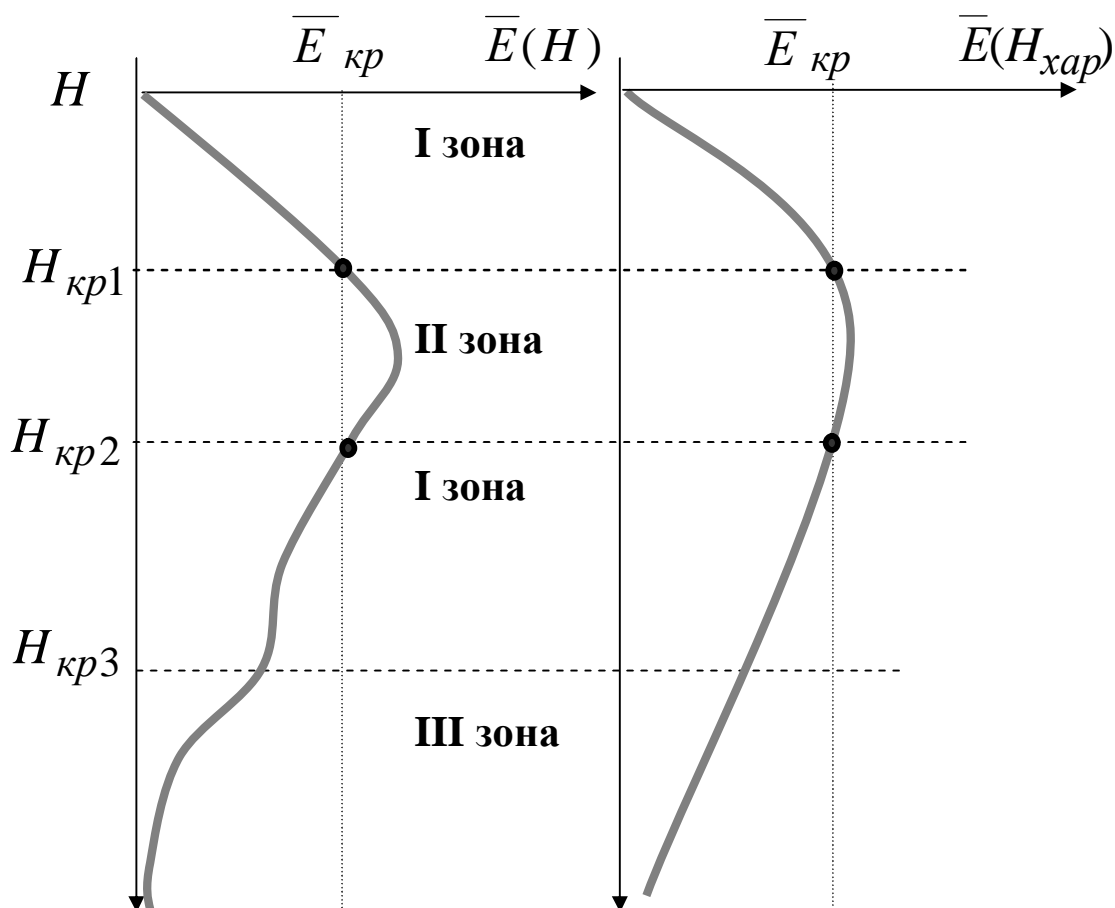


Рисунок 2 – Взаимодействие факторов, вызывающих импульсные процессы.

- 1 – постоянно влияющие факторы (горное давление от веса пород и др.);
- 2 – периодические факторы (силы всемирного тяготения и др.);
- 3 – случайные, регулярные факторы (технологические воздействия др.);
- 4 – случайные, нерегулярные факторы (напряжения в нетронутом массиве);
- 5 – суммарная кривая.

При дальнейшем погружении, по достижению некоторой глубины $H_{кр3}$, для которой напряжения превышают предел текучести ($\sigma_6 > \rho \cdot H$), рост энергии деформации прекращается за счет интенсивного увеличения энтропии, связанной с трещинообразованием и разрушением пород. Следовательно, величина \bar{E} начинает падать значительно интенсивнее, стремясь к некоторому постоянному значению.



а)

б)

Рисунок 3 – Распределение удельной энергоемкости по глубине массива.

а) - удельная энергоемкость, отнесенная к энергоемкости сил горного давления на заданной глубине;

б) - удельная энергоемкость, отнесенная к энергоемкости сил горного давления на характерной глубине.

I зона – импульсные процессы происходят нерегулярно, основными являются геологические факторы;

II зона – импульсные процессы происходят с постоянным периодом;

III зона – импульсные процессы мало вероятны.

Количественные значения $\bar{\varepsilon}_i$, соответствующие $H_{хар} = 1000$ м получены и систематизированы на основании расчетов по приведенным выше методам (табл. 1). За единицу измерения принята весовая составляющая горного давления.

Таблица 1 – Количественные значения относительной энергоёмкости основных источников энергии деформации

№ п/п	Наименование источника энергии	Тип источника энергии	Характеристика, причина	Показатель $\bar{\varepsilon}_i$
1	2	3	4	5
1	Весовая составляющая горного давления	Природный, непериодический, стационарный.	База работы деформации. Вес подработанного массива пород	1,0
2	Газовое давление	Природный, непериодический, стационарный.	Давление газа, высвободившегося в процессе десорбции, при условии ее необратимости.	0,1... 0,4
3	Комплекс «горно-газовое давление» и комплекс «газ-флюиды»	Природный, непериодический, случайный.	Давление газа и других флюидов, а также давление газа, высвободившегося при обратимой десорбции.	0,05... 0,15
4	Комплекс «технология-газ»	Природный, непериодический, случайный.	Давление газа, высвободившегося при обратимой десорбции.	не более 0,05
5	Технологические воздействия	Природный, непериодический.	Опасны по вкладу в мощность импульсного процесса.	не более 0,15
6	Температурные напряжения	Технологический, непериодический, стационарный.	Охлаждение выработки атмосферным воздухом.	не более 0,02
7	Геологические процессы в земной коре	Природный, непериодический.	Трудно прогнозируемые. Давление и подвижки в земной коре	0,05... 2,3
8	Силы всемирного тяготения	Природный, периодический	Движение Солнца и Луны.	0,05... 0,45

На основании предложенных моделей можно выделить некоторые зоны, имеющие общие закономерности проявления импульсных процессов:

– в I-й зоне (диапазон глубин $H \notin (0; H_{кр1}) \cup (H_{кр2}; H_{кр3}]$) импульсные процессы являются вероятными непериодическими событиями, вызываемыми случайным совпадением множества факторов. На этом участке следует ожидать преобладания геологических напряжений;

– II зона ($H \notin [H_{кр1}; H_{кр2}]$), характеризуется периодическим повторением импульсов по мере накопления избыточной энергии деформации, с относительно постоянной частотой;

– для III-ей зоны ($H \notin (H_{кр3}; \infty)$) свойственно влияние непериодических факторов, таких как геологические напряжения и вес пород. Логично предположить, что вероятность импульсного процесса здесь не велика, но его мощность и энергоемкость чрезвычайно высоки.

Предложенный подход весьма эффективен для отыскания критических глубин. Однако, он имеет недостаток, связанный с непостоянством W_2 . Для его устранения и упрощения зависимости $\bar{E}(H)$ в выражение (7) вместо $W_i(H)$ необходимо подставить его фиксированное значение ($H_{хар}$) для характерной глубины, определяемой зоной ведения горных работ $W_i(H = H_{хар})$.

Вклад суммы неучтенных факторов, согласно экспертных оценок, не превышает 10...20% энергоемкости.

Данные (см. табл. 1) показывают, что определяющими для возникновения импульсного процесса могут оказаться весовая составляющая горного давления и геологические процессы в земной коре, а так же совпадение более слабых.

Произведенный анализ позволяет сделать следующие выводы:

– кроме усилий, определяемых весом вышележащих пород и газового давления, разломы и прочие импульсные процессы в зоне влияния горных выработок могут вызываться силами всемирного тяготения и процессами, протекающими в земной коре, а так же технологическими воздействиями;

– указанные факторы можно подразделить на периодические (основные из которых составляют базу для работы разрушения) и случайные, как правило, характеризующиеся высокой мощностью;

– установлено, что вероятность и интенсивность импульсов определяется случайными процессами при совпадении максимумов энергоемкости нескольких факторов;

– силы всемирного тяготения, в первую очередь притяжение Луны, оказывают сложный комплекс воздействий, совпадение фаз и периодов которых способно обеспечить массиву весьма высокую относительную энергоемкость;

– в ряде случаев (специфика геологического района) определяющими могут оказываться усилия, вносимые негравитационными процессами.

Приведены результаты комплексного теоретического анализа нетехнологических факторов, вызывающих импульсные процессы в угольных шахтах. Предложены методы учета их суммарного воздействия на основе показателя удельной энергоемкости и временных функций.

The results of complex theoretical analysis of non-technological factors which cause impulsive processes in coal mines are resulted. The methods of account of their total action are offered on the basis of index of specific energy capacity and temporal functions.

Библиографический список

1. Васильченко А. А. Физико-химические причины пучения пород и внезапных выбросов // Уголь Украины, 1987, №2, с. 30-32.
2. Овчаренко В. Л., Приходько С. Ю. О связи выбросоопасности угольных пластов Донбасса с изменением солнечной активности и силы тяжести // Уголь Украины, 1999, №10, с. 48-50.
3. Грязнов В. С., Ирисов С. Г. Влияние продолжительности очистных работ на сейсмоакустические показатели выбросоопасности // Уголь Украины, 2002, №8, с. 32-34.
4. Зуев Л. А., Приходько С. Ю. О взаимосвязи частоты внезапных выбросов с космогенными и геофизическими факторами // Уголь Украины, 2000, №6, с. 41.
5. Овчаренко В. Л., Приходько С. Ю. Влияние приливных деформаций Земли на газодинамические явления в шахтах // Уголь Украины, 1998, №8, с. 35-36.
6. Гусаков Н. Г. Природа происхождения и механизм проявления внезапных выбросов угля, газа и пород // Уголь Украины, 1980, №11, с. 35-38.
7. Расчетные методы в механике горных ударов и выбросов: Справочное пособие/ И. М. Петухов, А. М. Линьков, В. С. Сидоров и др.- М.: недра, 1992 – 256 с.

*Канд. техн. наук, доцент Ларченко В.Г.
канд. техн. наук, доцент Черных О.А.
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)*

ОПРЕДЕЛЕНИЯ ЗАВИСИМОСТЕЙ ПАРАМЕТРОВ СДВИЖЕНИЙ И ДЕФОРМАЦИЙ ПОДРАБОТАННОЙ ТОЛЩИ ПОРОД ОТ ОПРЕДЕЛЯЮЩИХ ФАКТОРОВ МЕТОДОМ КОНЕЧНЫХ ЭЛЕМЕНТОВ

Установлені залежності основних лінійних параметрів зсуву та деформації підробленої шаруватої товщі гірських порід від головних визначальних факторів математичним моделюванням методом кінцевих елементів у переміщеннях

Проблема и ее связь с научными и практическими задачами.

Глубина отработки сближенных угольных пластов с каждым годом возрастает, что вызывает увеличение горного давления на выработки и изменение параметров сдвижений и деформаций горных пород как вокруг выработок, так и всей подработанной толщи, которые необходимы для выбора мер охраны объектов земной поверхности, оптимального взаимного расположения вскрывающих, подготовительных и очистных выработок, прогнозе их устойчивости и газодинамических проявлений.

Поэтому исследования зависимостей основных параметров сдвижений и деформаций подработанной толщи пород от определяющих их факторов являются актуальными, имеют научное и практическое значение и выполняются в соответствии с гос.бюджетной темой № 144 (№ гос. регистрации 0105 U 000935).

Анализ исследований и публикаций. Исследования зависимостей параметров процесса сдвижения толщи горных пород от определяющих факторов могут быть выполнены методами: натуральных инструментальных наблюдений, моделированием из эквивалентных материалов и теоретическим методом. Наиболее достоверным является метод комплексных натуральных точных частотных наблюдений, но он очень трудоемкий, дорогостоящий, требует длительных наблюдений, поэтому без должного финансирования его применение не представляется возможным.

Моделирование из эквивалентных по прочности материалов при наличии в толще пород пльвунов большой мощности не даст результатов ожидаемой точности.

Поэтому для исследования параметров процесса сдвига и их зависимостей от основных определяющих факторов наиболее приемлемым является математическое моделирование методом конечных элементов [1] и сопоставление его результатов с параметрами, полученными натурными маркшейдерскими наблюдениями [2, 3].

Постановка задачи. Установить зависимости основных линейных параметров сдвижений и деформаций толщи горных пород от вынимаемой мощности пласта, глубины подработки и ширины выработанного пространства методом конечных элементов в перемещениях.

Изложение материала и его результаты. Расчет сдвижений и деформаций подработанной слоистой толщи горных пород выполнен математическим моделированием методом конечных элементов в перемещениях с использованием программного комплекса «Лира-9».

Основными неизвестными при этом приняты оседания слоев и наклоны по оси Z , горизонтальные сдвиги и деформации по оси X . Жесткости элементов модели заданы: E – модулем деформаций слоев; ν – коэффициентом Пуассона; D – шириной выработанного пространства; R_C – напряжением сдвига; R_S – предельным напряжением при растяжении; f – углом внутреннего трения. Перечисленные параметры жесткости элементов приняты по результатам механических испытаний пород в горно-геологических условиях шахт «Степная» и «Юбилейная» ПО «Павлоградуголь». Координаты узлов модели, нагрузки и величины сдвижений и деформаций в точках описаны в декартовой системе координат. Подработанная толща пород представлена из 8 слоев. Последовательно выполнялись загрузка и накопления нагрузок расчетной схемы, формирование и разложение матрицы жесткости основной схемы расчета, вычисления сдвижений и деформаций подработанного массива пород. Результаты расчета представлены таблицами и графически (рис. 1 – 3), которые имеют хорошее сходство с натурными наблюдениями [2, 3].

По результатам расчетов построены графики зависимостей оседаний, наклонов, горизонтальных сдвижений и деформаций слоев толщи пород от вынимаемой мощности пласта m в пределах от 0,5 до 2 метров (рис. 4), графики зависимости максимального оседания η_0 от глубины подработки H (рис. 5) и от отношения ширины выработанного пространства D к глубине подработки (рис. 6).

18

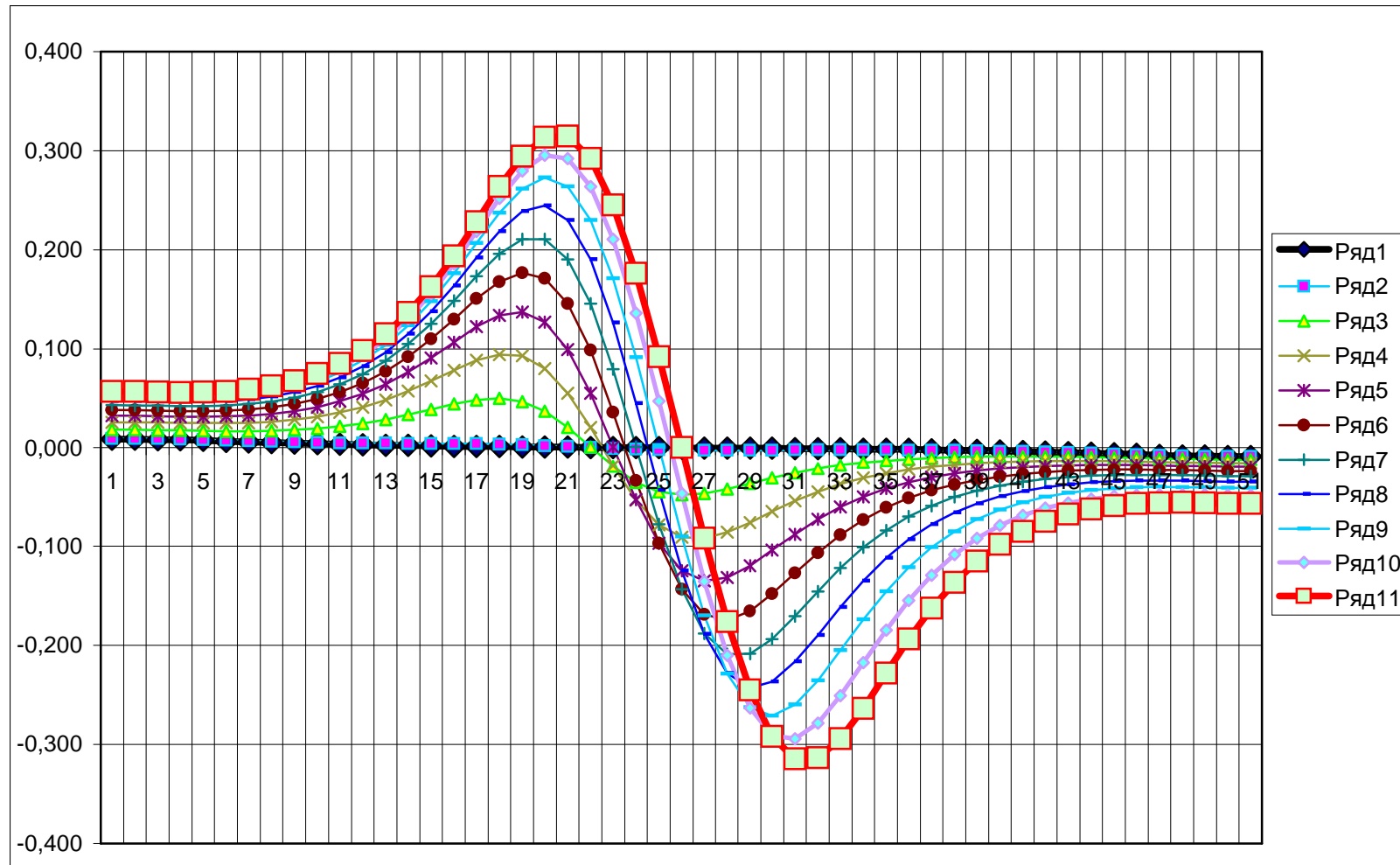


Рисунок 1 – Графики горизонтальных сдвижений, м

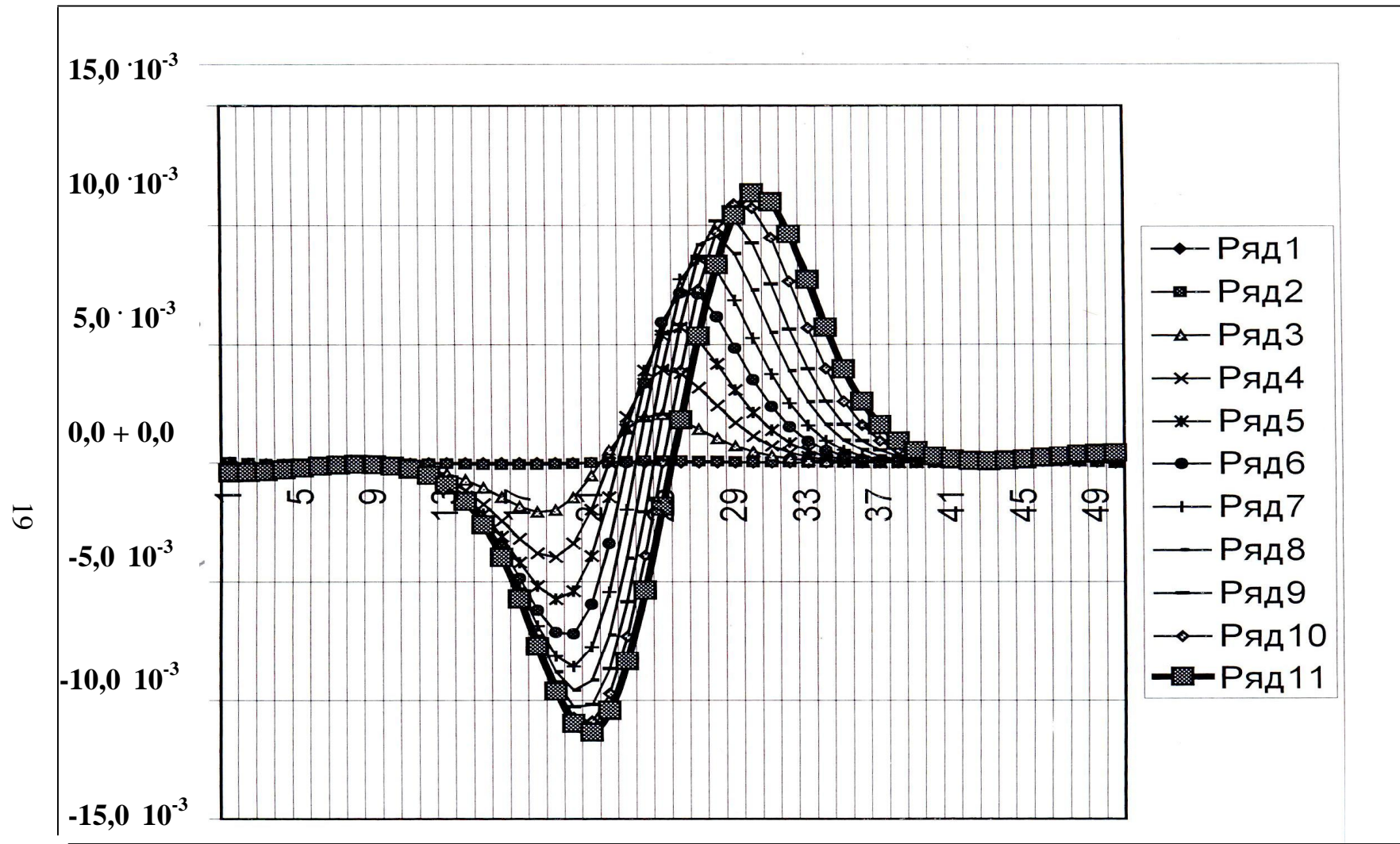


Рисунок 2 – Графики наклонов

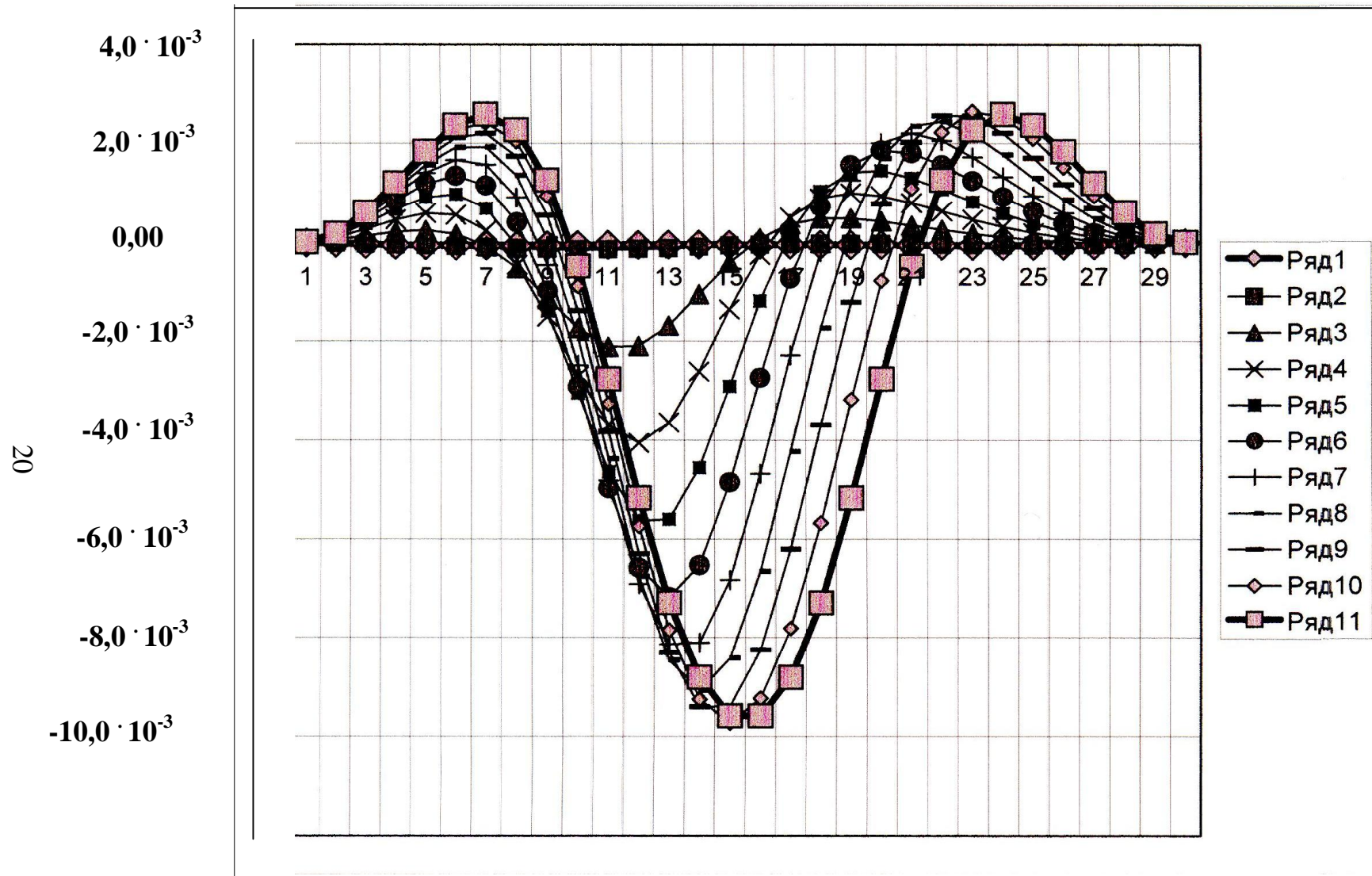


Рисунок 3 – График горизонтальных деформаций

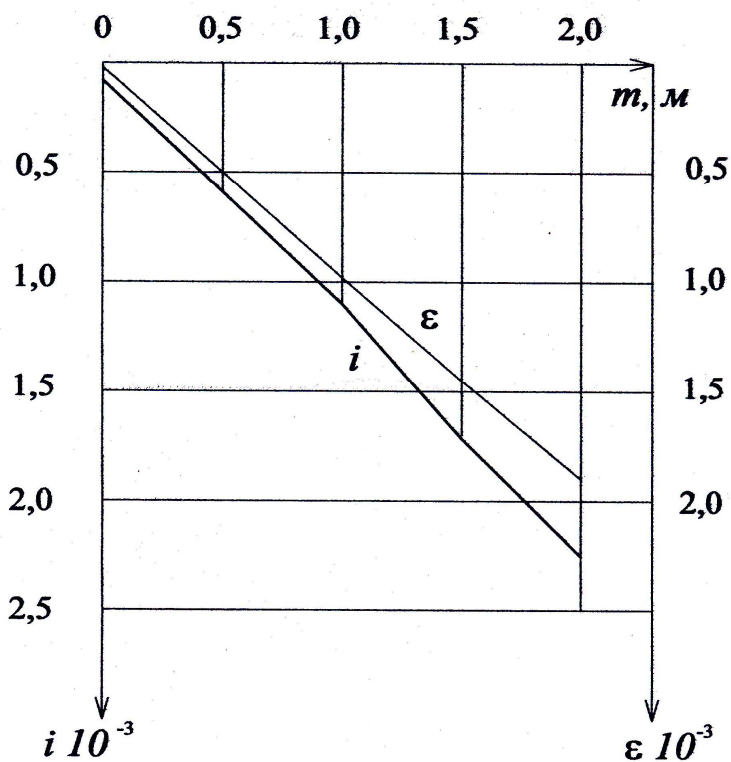
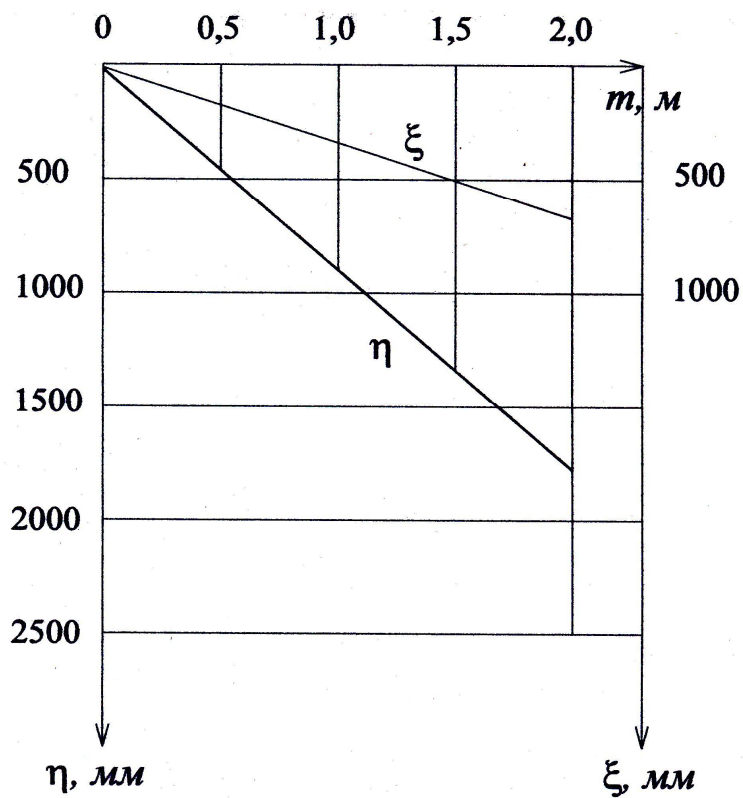


Рисунок 4 – Графики зависимостей оседаний η , горизонтальных сдвижений ξ , наклонов i и горизонтальных деформаций ε от мощности пласта m

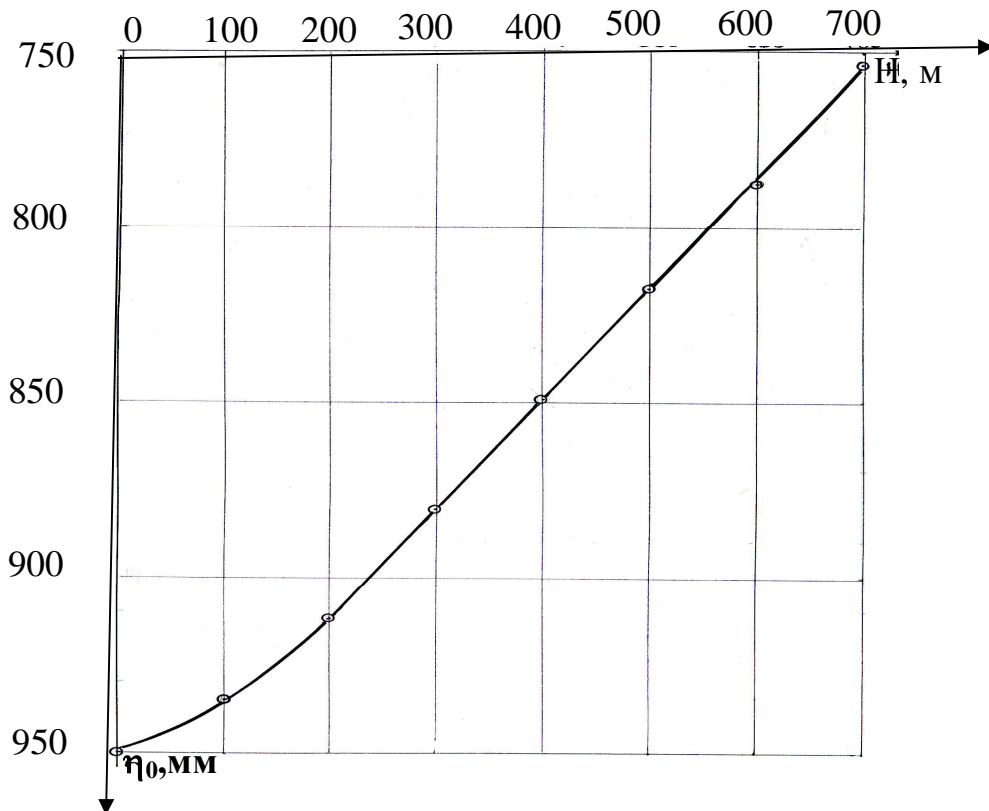


Рисунок 5 – График зависимости максимального оседания от глубины подработки H (при условии полной подработки и $m = 1$ м)

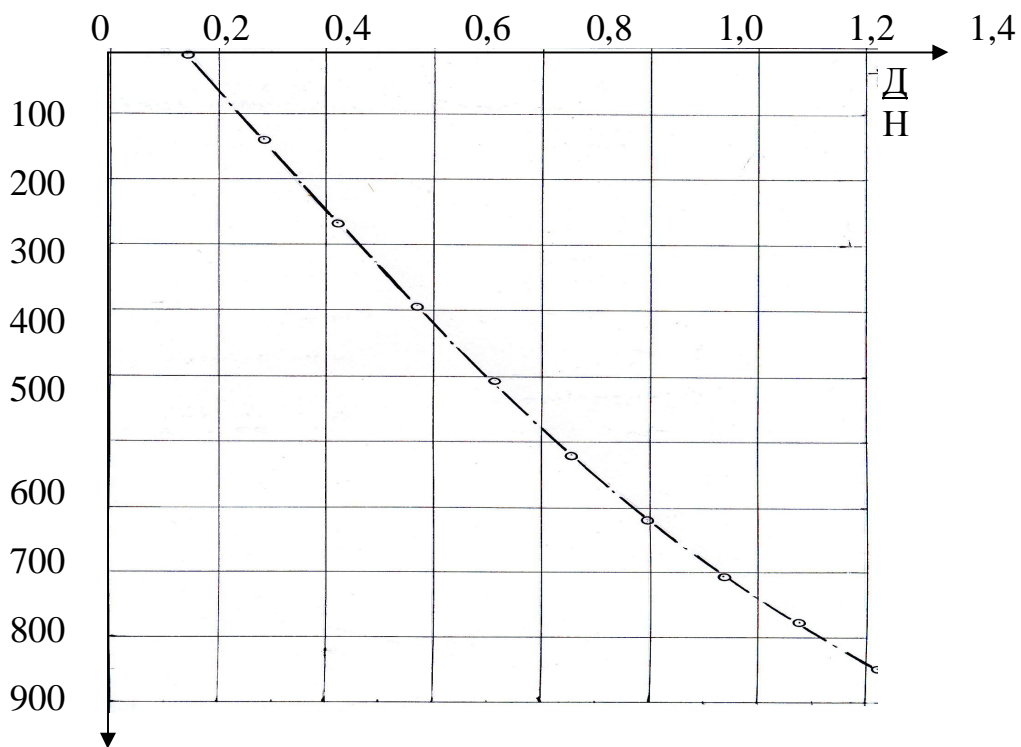


Рисунок 6 – График зависимости максимального оседания η_0 от отношения ширины выработанного пространства D к глубине подработки H (при $m = 1$ м)

Установленная линейная зависимость основных параметров процесса сдвижения от вынимаемой мощности пласта (рис. 4) подчеркивает правомерность и целесообразность использования метода конечных элементов для определения зависимостей параметров от других определяющих факторов. Подтверждением этому служит график зависимости максимального оседания от глубины подработки (рис. 5) при условии полной подработки, вынимаемой мощности пласта $m = 1$ м и при постоянных остальных влияющих факторах, который свидетельствует, что при глубинах подработки H до 200 м величина максимального оседания слоев подработанной толщи η_0 находится в степенной зависимости от H , а при глубинах от 200 до 700 м – в линейной зависимости (рис. 5).

При отношении $\frac{D}{H}$ от 0,15 до 0,9 максимальное оседание η_0 находится в линейной зависимости от D / H , а при изменении отношения D / H от 0,9 до 1,4 зависимость η_0 от $\frac{D}{H}$ является степенной (рис. 6).

Выводы и направление дальнейших исследований.

1. Математическое моделирование сдвижений и деформаций подработанной слоистой толщи горных пород методом конечных элементов в перемещениях является достоверным и эффективным.

2. Установлены зависимости оседаний, наклонов, горизонтальных сдвижений и деформаций толщи горных пород от вынимаемой мощности пласта, глубины подработки и ширины выработанного пространства.

3. Соответствие установленных параметров процесса сдвижения и зависимостей результатам натуральных наблюдений подтверждает целесообразность и эффективность применения данного метода, использование которого позволит определить новые зависимости параметров процесса сдвижения подработанного массива горных пород от других влияющих факторов.

Приведены зависимости основных линейных параметров сдвижений и деформаций подработанной толщи горных пород от главных определяющих факторов математическим моделированием методом конечных элементов в перемещениях.

Linear dependence of strata movements parameters and rock-mass deformations was ascertained using the finite elements method. These parameters depend on such determinative factors as the strata thickness, the depth of undermining and the width of the worked-out area.

Библиографический список.

1. Ларченко В.Г., Черных О.А. Моделирование напряжений и сдвижений подработанной толщи горных пород методом конечных элементов. // Сб. научн. трудов ДонГТУ, вып. 21 – Алчевск: ДонГТУ, 2006. – С.22-29.

2. Ларченко В.Г. Исследование закономерностей и зависимостей максимальных деформаций земной поверхности при разработке свиты угольных пластов. // Разработка рудных месторождений, МОНУ, КТУ, Кривой Рог. Вып. 89, 2005. – С.59-61.

3. Ларченко В.Г. Сдвигения и деформации подработанного массива горных пород // Зб. доповідей Міжнародної науково-технічної конференції “Сталий розвиток гірничо-металургійної промисловості”, МОНУ, КТУ, том 1, 2004.-С. 93-96.

*Канд. техн. наук, доцент Рутковский А. Ю.,
аспирант Коробейников Ю. В.
аспирант Мулов Д. В.,
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)*

ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНЫЕ ИССЛЕДОВАНИЯ ЖЕСТКОСТИ УПРУГО-ДЕМПФИРУЮЩИХ ЭЛЕМЕНТОВ, ПРИМЕНЯЕМЫХ В СИСТЕМАХ ВИБРОЗАЩИТЫ БУРИЛЬНЫХ МАШИН

Запропоновані нові конструкції віброзахистних систем бурильних машин ударно-обертальної та обертальної дії. Виконані експериментальні дослідження жорсткості канатних віброізоляторів та отримані рівняння регресії.

Проблема и её связь с научными и практическими задачами.

Опыт эксплуатации бурильных установок для бурения шпуров на шахтах Луганской области показывает, что с повышением крепости пород более 14 ед. по шкале проф. Протодряконова происходит резкий рост динамической нагруженности деталей и узлов бурильных машин ударно-вращательного и вращательного действия. Так при прохождении квершлага на шахте Должанская-Капитальная по породам крепостью 17 единиц стойкость хвостовиков УБШ 312 составляла 12-15 пробуренных шпуров длиной 3 м, долотчатых коронок – 1 шпур, поршней и цилиндров – 2-3 рабочие смены. Крепежные болты и соединительные фланцы вращателя не выдерживали интенсивных ударных нагрузок и выходили из строя. Скорость проведения составляла 10-12 м/месяц. Так как выработка была важна для предприятия и никакими другими способами ее пройти было невозможно, то приходилось ежедневно изготавливать новые хвостовики, спускать в шахту, разбирать бурильную установку и работать до очередного отказа. На рис. 1,а представлены поршни и цилиндры, пришедшие в негодность из-за разбивания цилиндрических поверхностей, а на рис.1,б показаны хвостовики, которые приходилось менять в течение смены.

Наибольшее распространение на шахтах Донбасса находят бурильные машины вращательного действия, которые размещаются на манипуляторах погрузочных машин типа 2ПНБ-2Б. При бурении пород высокой крепости на детали редукторов вращателей (зубчатые колеса, валы и подшипники) действуют импульсные крутильные нагрузки, приводящие к выкрашиванию и смятию зубьев, разламыванию валов и раз-

рушению подшипниковых узлов. Характерные поломки деталей вращателей представлены на рис. 2.

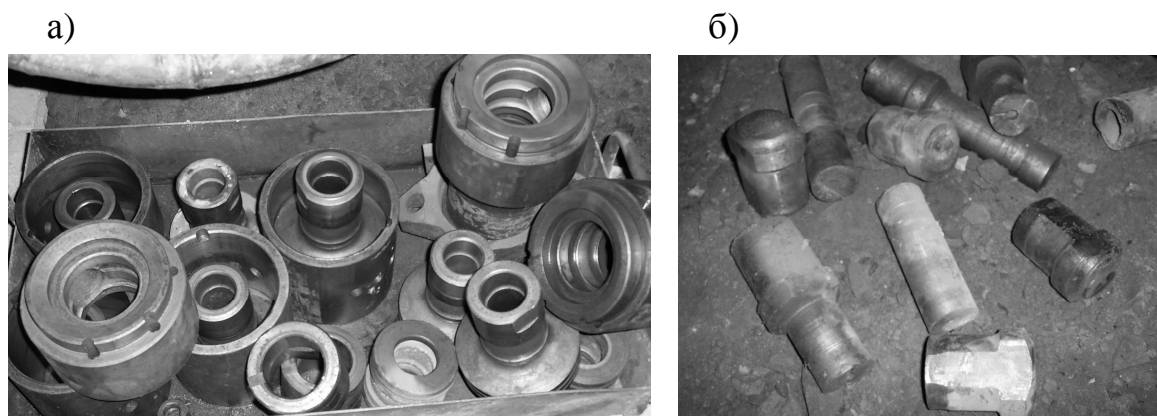


Рисунок 1 – Характерные поломки бурильных машин ударно-вращательного действия

- а – износ цилиндрических поверхностей поршней и цилиндров;
- б – разрушение хвостовиков

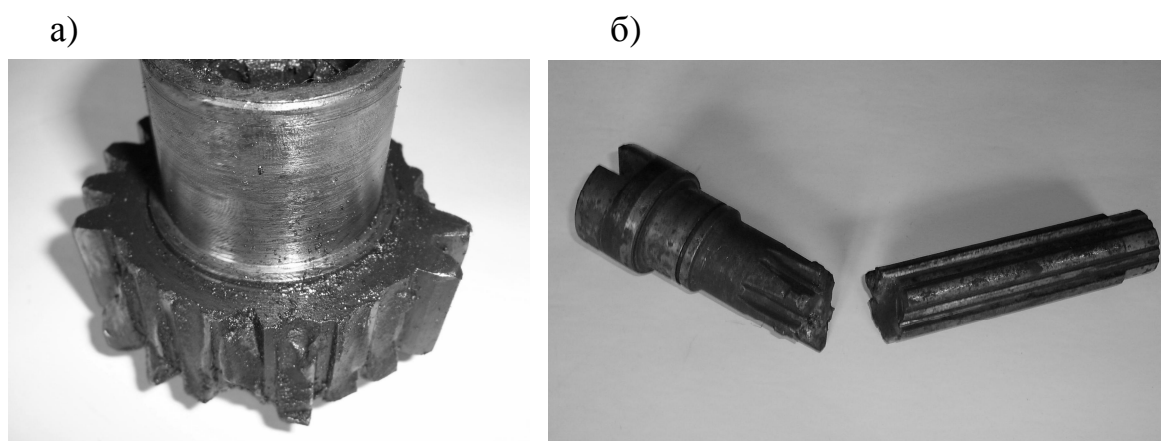


Рисунок 2 – Характерные поломки бурильных машин вращательного действия

- а – разрушение зубьев зубчатого колеса редуктора;
- б – разлом вала, передающего крутящий момент от двигателя к буровой штанге

Анализ исследований и публикаций.

Для защиты бурильных машин от виброударных нагрузок было предложено много вариантов конструктивного исполнения амортизирующих устройств. Исследовались резиновые, металорезиновые,

пружинные, гидравлические, пневматические виброизоляторы [1], однако, как показывает опыт промышленной эксплуатации, широкого применения для шахтных бурильных установок они не нашли. Перспективными, с точки зрения высоких упруго-демпфирующих свойств, прочности, малой стоимости и простоты изготовления, являются виброизоляторы, выполненные из отрезков стального каната.

Постановка задачи.

Для защиты элементов бурильных машин от импульсных ударных нагрузок, нами были разработаны новые конструкции виброзащитных систем для бурильных головок ударно-вращательного и вращательного действия, в которых основными элементами, обеспечивающими снижение ударных воздействий и демпфирование колебаний, являются стержневые канатные виброизоляторы с малой рабочей длиной.

На рис. 3 представлены разработанные конструкции данных систем, на которые получены патенты Украины (№ 6142 7E21B19/08, №10495 7E21B19/081) [2, 3].

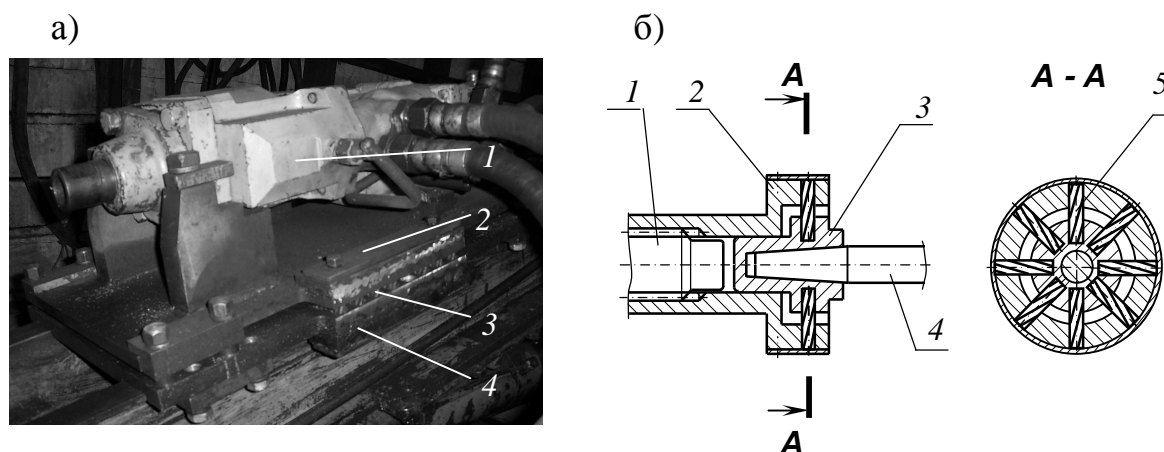


Рисунок 3 – Разработанные конструкции виброзащитных систем
 а – для бурильных машин ударно-вращательного действия;
 б – для бурильных машин вращательного действия

На рис. 3,а упруго-демпфирующие элементы 3 размещены между верхней 2 и нижней 4 плитами каретки, на которой установлена бурильная головка 1. На рис.3,б такие же элементы 5 установлены в радиальных направлениях между внешней обоймой 2, получающей вращение от вала редуктора 1 и внутренней обоймы 3, в которой закреплена бурильная штанга 4. Введение упруго-демпфирующих элементов, как показали ранее проведенные исследования, способствует снижению уровней ударных нагрузок в 3 и более раз. Однако для более широкого анализа защитных свойств и моделирования систем виброзащиты необходимо получить зависимости характеристик жесткости канатных виброизоля-

торов от действия продольных и крутильных нагрузок. Кроме того, так как жесткость данных виброизоляторов зависит от рабочей длины каната, то необходимо получить полиномиальные зависимости продольной и крутильной жесткости от двух факторов: величины нагружения (продольного усилия или крутящего момента) и рабочей длины канатов.

Изложение материала и результаты.

Для выяснения характеристик жесткости стержневых канатных виброизоляторов были проведены экспериментальные исследования. Для упругих элементов, выполненных из каната ГОСТ 2688-80 $\phi 15$ мм, размещенных в каретке между верхней и нижней плитами (рис.3,а) и воспринимающих продольную (вдоль направления бурения) нагрузку, жесткость определялась при приложении осевого усилия подачи подающим механизмом. Буровая штанга при этом упиралась через динамометр в забой, а взаимное смещение верхней и нижней плит каретки фиксировалось индикатором часового типа. Были исследованы варианты с рабочей длиной каната $L = 10, 15, 20, 25$ мм. Рабочая длина устанавливалась путем увеличения или уменьшения зазора между соединяемыми деталями. Полученные экспериментальные зависимости смещения δ верхней плиты относительно нижней при приложении продольной нагрузки F представлены на рис. 4.

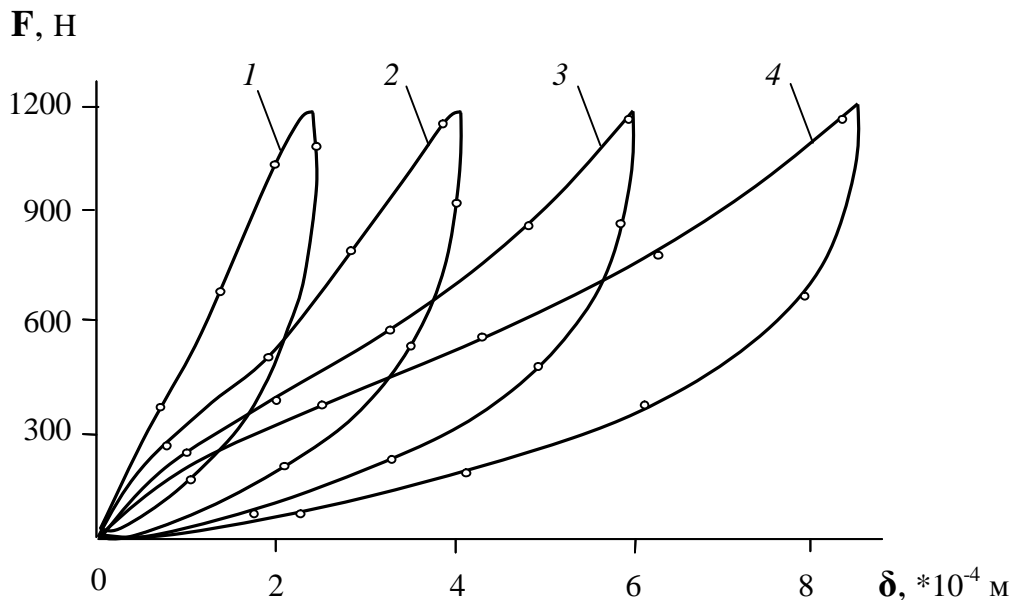


Рисунок 4 – Зависимость смещения δ от величины продольного усилия F (в расчете на один виброизолятор)

1 – при рабочей длине каната $L = 5$ мм; 2 – при $L = 10$ мм;
4 – при $L = 15$ мм; 4 – при $L = 20$ мм.

Для определения крутильной жесткости в случае размещения виброизоляторов в муфтах буровых машин вращательного действия (рис. 3б) был разработан специальный стенд, фотография которого представлена на рис. 5,а. Отрезки 1 из каната ГОСТ 2688-80 $\varnothing 18$ мм закреплялись внешними концами в неподвижных втулках 2, а внутренние концы канатов были размещены во втулке 3, имеющей возможность свободного вращения в подшипниковом узле относительно центра круга. К центральной втулке прикладывался крутящий момент и регистрировалось угловое смещение. Были проанализированы варианты с рабочей длиной каната $L = 5, 10, 15, 20, 25$ мм. Экспериментальные зависимости крутильной жесткости для случаев нагружения и разгрузки представлены на рис. 5,б.

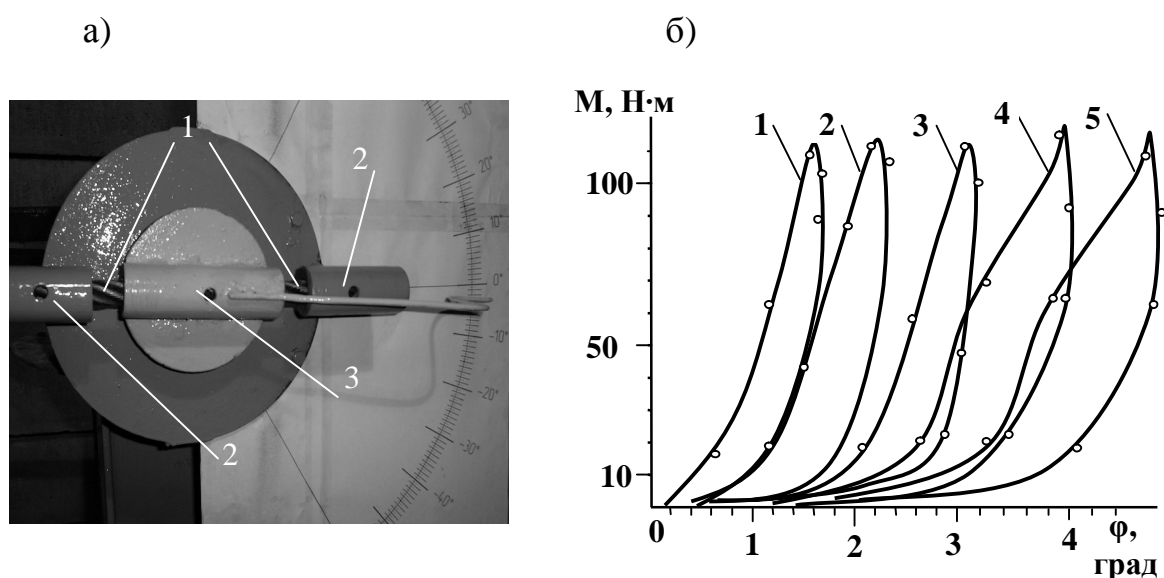


Рисунок 5 – Исследование упруго-демпфирующих элементов

а – стенд для испытания на крутильную жесткость;

б – зависимость угла поворота φ от величины крутящего момента M (в расчете на два симметричных расположенных виброизолятора) 1 – при рабочей длине (одного) отрезка стального каната $L = 5$ мм; 2 – при $L = 10$ мм; 3 – при $L = 15$ мм; 4 – при $L = 20$ мм; 5 – при $L = 25$ мм.

Для получения регрессионных зависимостей коэффициентов жесткости от двух факторов: рабочей длины канатных виброизоляторов и величины прикладываемой нагрузки был использован метод многомерной регрессии (приближения поверхностей в трехмерном пространстве). Для этого были подготовлены таблицы соответствий массивов значений функции смещения (продольного или углового) от значений двумерного массива факторов продольного смещения (L, F) и углового (L, M). От-

дельно рассматривались случаи нагружения и разгрузки. Многомерная регрессия была выполнена в среде MathCad и получены наиболее близкие к совокупности заданных точек поверхности, представленные на рис. 6.

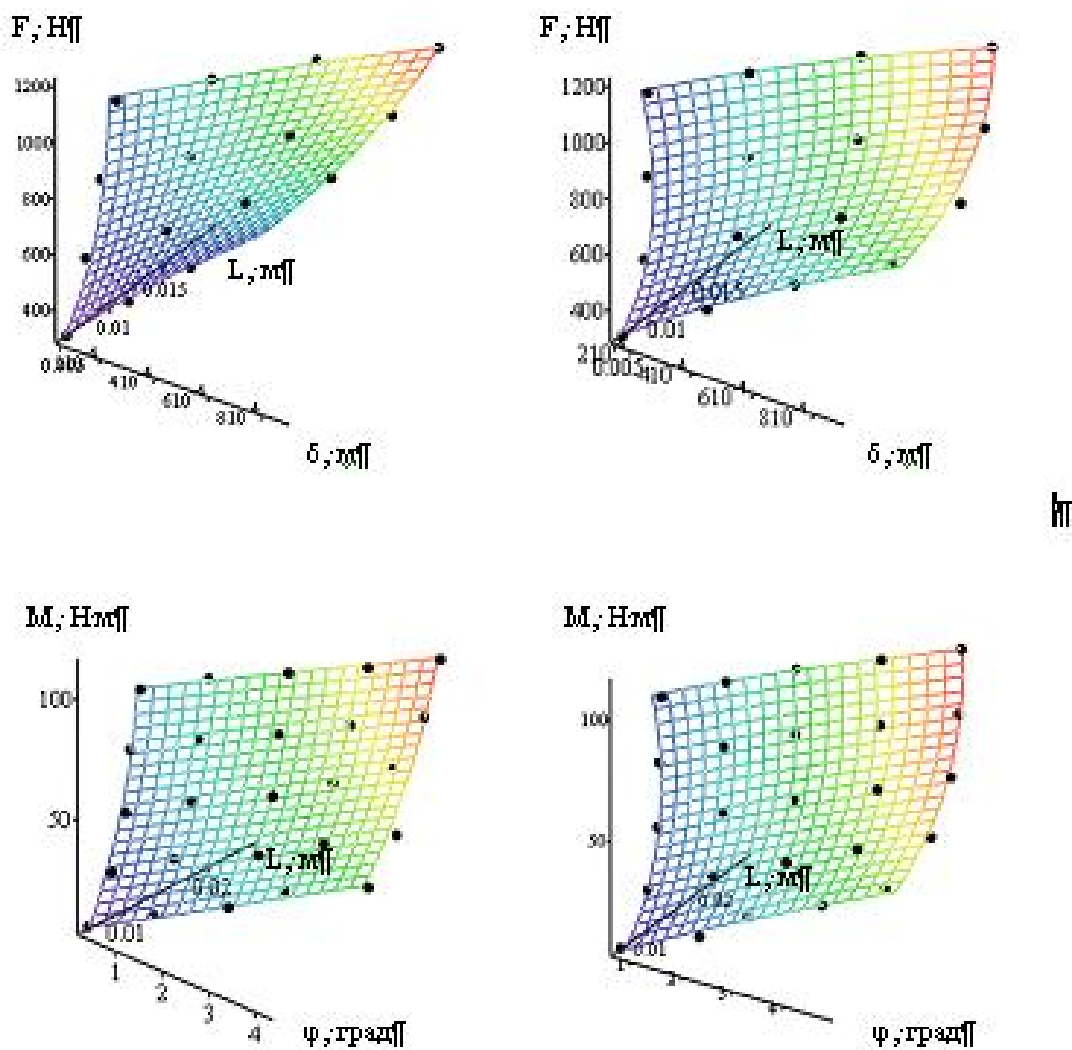


Рисунок 6 – Результаты многомерной регрессии экспериментальных данных:

- а, б – при приложении продольного усилия подачи (для случаев нагружения и разгрузки согласно рис.4);
- в, г – при приложении крутящего момента (для случаев нагружения и разгрузки согласно рис.5,б).

Как видно из приведенных графиков, полученные поверхности регрессий довольно точно описывают экспериментальные данные, выделенные точками. Среднеквадратическая погрешность не превышает 5%. Для извлечения коэффициентов аппроксимирующих полиномов из матрицы полученных решений использовалась программа, приведенная ниже.

```

Step(v, Nvar, deg) := | for i ∈ 0..deg    if Nvar = 1
                    |   vi,0 ← vi,0 + i
                    | for i ∈ 0..Nvar - 1 if deg = 1
                    |   vi,i ← vi,i + 1
                    | otherwise
                    |   inc ← Nterms(Nvar, deg - 1)
                    |   for i ∈ 0..inc - 1
                    |     vi, Nvar-1 ← vi, Nvar-1 + 1
                    |   v ← stack(Step(submatrix(v, 0, inc - 1, 0, cols(v) - 1), Nvar, deg -
                    |     - 1), Step(submatrix(v, inc, rows(v) - 1, 0, cols(v) -
                    |     - 1), Nvar - 1, deg))
                    | v

```

```

COrder(Nvar, deg) := | VNterms(Nvar, deg) - 1, Nvar - 1 ← 0
                    | Step(v, Nvar, deg)

```

В результате для анализируемых экспериментальных данных были получены следующие полиномиальные зависимости.

Для случая приложения продольного усилия подачи (рис. 4):

– при нагрузке:

$$\delta(L, P) = -3,063 \cdot 10^{-5} - 0,012L - 2,956 \cdot 10^{-7} \cdot F + 0,412 \cdot L^2 - 2,049 \cdot 10^{-10} \cdot F^2 + 3,77 \cdot 10^{-5} \cdot L \cdot F;$$

– при разгрузке:

$$\delta(L, P) = 1,34 \cdot 10^{-4} - 4,843 \cdot 10^{-3} \cdot L + 1,92 \cdot 10^{-7} \cdot F + 0,792 \cdot L^2 - 2,45 \cdot 10^{-11} \cdot F^2 + 2,77 \cdot 10^{-5} \cdot L \cdot F$$

Для случая приложения крутящего момента (рис.5,б):

– при нагрузке:

$$\varphi(L, M) = -0,318 + 112,9L + 0,015M - 11,43 \cdot L^2 - 5,722 \cdot 10^{-5} \cdot M^2 + 0,25 \cdot L \cdot F;$$

– при разгрузке:

$$\varphi(L, M) = 0,215 + 89,567L + 0,019M + 1,434 \cdot 10^3 \cdot L^2 - 1,362 \cdot 10^{-4} \cdot M^2 + 0,369 \cdot L \cdot F$$

Выводы и направления дальнейших исследований.

Полученные в работе зависимости могут быть использованы для оценки эффективности применения виброзащитных систем бурильных машин на этапе проектирования, в частности при оптимизации параметров этих систем. Анализ может быть проведен для любой величины рабочей длины канатных элементов без проведения предварительных экспериментальных исследований, так как свойства описываются полученными в работе моделями.

Кроме того, рассматриваемые упруго-демпфирующие элементы могут быть успешно применены в других, отличных от бурильных машин системах, например в подножках машинистов погрузочных машин, подвесках кабин, опорах грохотов, виброконвейеров и других установках. Найденные закономерности могут быть использованы для расчета динамики этих установок.

Предложены новые конструкции виброзащитных систем бурильных машин ударно-вращательного и вращательного действия. Проведены экспериментальные исследования жесткости канатных виброизоляторов и получены уравнения регрессии.

The new constructions of systems protection for the drilling machines of a shock - rotary and rotary operation are offered. The experimental researches the rigidity of vibration isolator from a rope are carried out and the equations of a regression are obtained.

Библиографический список.

1. Горбунов В.Ф. Канатные виброизоляторы для защиты операторов горных машин / В.Ф. Горбунов, И.Г. Резников – Новосибирск: Наука, 1988. – 168 с.

2. Патент 6142 Україна, МПК⁷ 7 E21B19/08 Подавач/ О.Ю.Рутковский, В.О.Сурело; заявник та патентовласник Донбас. держ. техн.ун-т.-№20041008156; заявл. 08.10.04; опубл. 15.04.05, Бюл. №4. - 2с.

3. Патент 10495 Україна, МПК⁷ 7 E21B19/081 Бурильна машина/ О.Ю.Рутковский, В.О.Сурело, Ю.В.Коробейніков, Д.В.Мулов, М.О.Рутковський; заявник та патентовласник Донбас. держ. техн. ун-т. - №и200504260; заявл. 04.05.05; опубл. 15.11.05, Бюл. №11. - 4с.

*Канд. техн. наук, доцент Рутковский А. Ю.,
аспирант Мулов Д. В.,
аспирант Коробейников Ю. В.
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)*

НОВАЯ КОНСТРУКЦИЯ ВИБРОЗАЩИТНОЙ СИСТЕМЫ РУЧНОЙ УДАРНОЙ МАШИНЫ

Запропоновано нову конструкцію віброзахистної системи ручної ударної машини, складена розрахункова схема і проведено аналіз ефективності її використання.

Проблема и её связь с научными и практическими задачами.

В промышленном производстве широкое применение нашли ручные машины ударного действия: рубильные, клепальные, отбойные молотки и перфораторы. К достоинству этих машин следует отнести простоту конструкции и способность развивать при небольшом весе значительную мощность и энергию удара. Это обеспечивает экономическую целесообразность их применения на многих трудоемких работах, комплексная механизация и автоматизация которых пока либо нерациональна, либо невозможна. Однако повышение мощности с целью увеличения производительности машин данного класса приводит к возрастанию вредного воздействия виброударных нагрузок на человека-оператора и оборудование.

Поэтому проблема совершенствования средств защиты человека-оператора от вибрационных нагрузок при работе ручными машинами ударного действия остаётся актуальной задачей и её решение позволит снизить уровень профессиональной заболеваемости виброболезнью для работников разных отраслей, эксплуатирующих ручные ударные машины.

Анализ исследований и публикаций.

Анализ работ по исследованию ручных машин ударного действия и разработке виброзащитных устройств показывает, что наметилось два основных направления борьбы с вибрацией [1]:

1. Подавление вибрации в источнике её возникновения.

2. Применение средств виброзащиты, которые устанавливаются между корпусом машины и рукояткой, и демпфирующих элементов, смягчающих удары корпуса и инструмента и препятствующих возникновению высокочастотных колебаний.

Постановка задачи.

Ставится задача разработки новой конструкции виброзащитной системы ручной ударной машины, позволяющей эффективно снижать вредные воздействия вибрации на организм человека, составления расчетной схемы и проведения предварительного анализа эффективности использования новой конструкции по сравнению с серийно выпускаемыми конструкциями.

Изложение материала и результаты.

Недостатком известных конструкций машин ударного действия, помимо высокого уровня виброударных нагрузок, передаваемых на руки оператора, является низкий коэффициент передачи энергии удара разрушаемой среде из-за того, что усилие прижатия инструмента к поверхности изменяется в зависимости от колебаний корпуса, так как именно от колеблющегося корпуса передается инструменту это усилие.

Предложена новая конструкция машины ударного действия с виброзащитной системой, в которой (в отличие от традиционной конструкции), усилие подачи человека-оператора передается через рукоятку не на колеблющийся корпус, а непосредственно от рукоятки, через жесткие тяги и упруго-демпфирующий элемент к рабочему инструменту. Это позволяет не только снизить уровень вибрации, воспринимаемой руками оператора от действия колеблющегося корпуса, но и увеличить степень прижатия инструмента к обрабатываемой среде при одновременном снижении резонансных колебаний и импульсных напряжений в деталях машины, возникающих вследствие соударений корпуса и рабочего инструмента и приводящих к преждевременному выходу их из строя.

Схема предложенной новой конструкции ручной машины ударного действия представлена на рис. 1. Конструкция содержит рукоятку 1, жестко соединенную через тяги 3 с фланцем 4, упруго-демпфирующие элементы 5 и 6, установленные в месте контакта корпуса 8 с рабочим инструментом 7. Корпус 8 при работе машины имеет возможность совершения продольных колебаний относительно рукоятки 1 и фланца 4. Его перемещения в продольном направлении ограничиваются с одной стороны пружиной 2, расположенной в рукоятке 1, с другой стороны упруго-демпфирующим элементом 5, установленным во фланце 4. При данной схеме машины обеспечивается приложение усилия подачи от рук оператора через упруго-демпфирующий элемент непосредственно к рабочему инструменту.

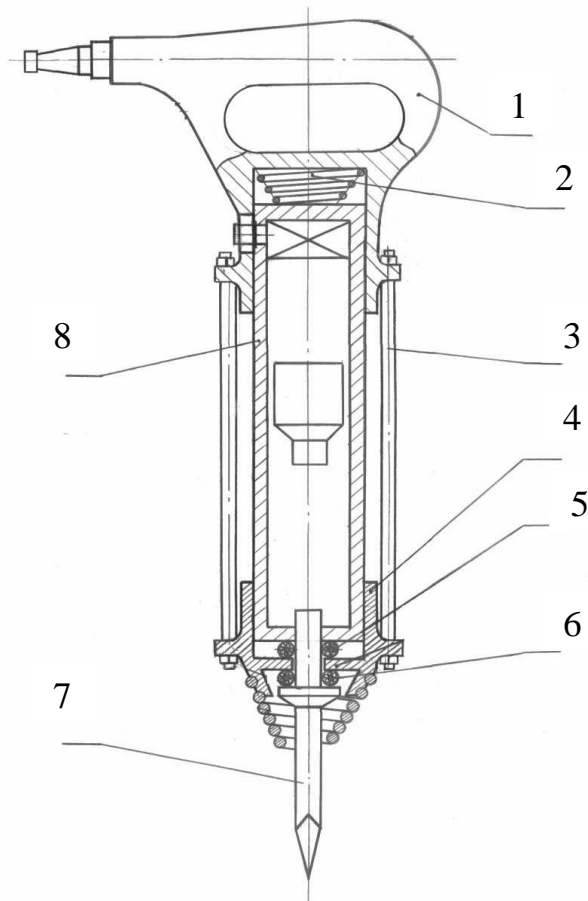


Рисунок 1 – Новая конструкция ручной машины ударного действия

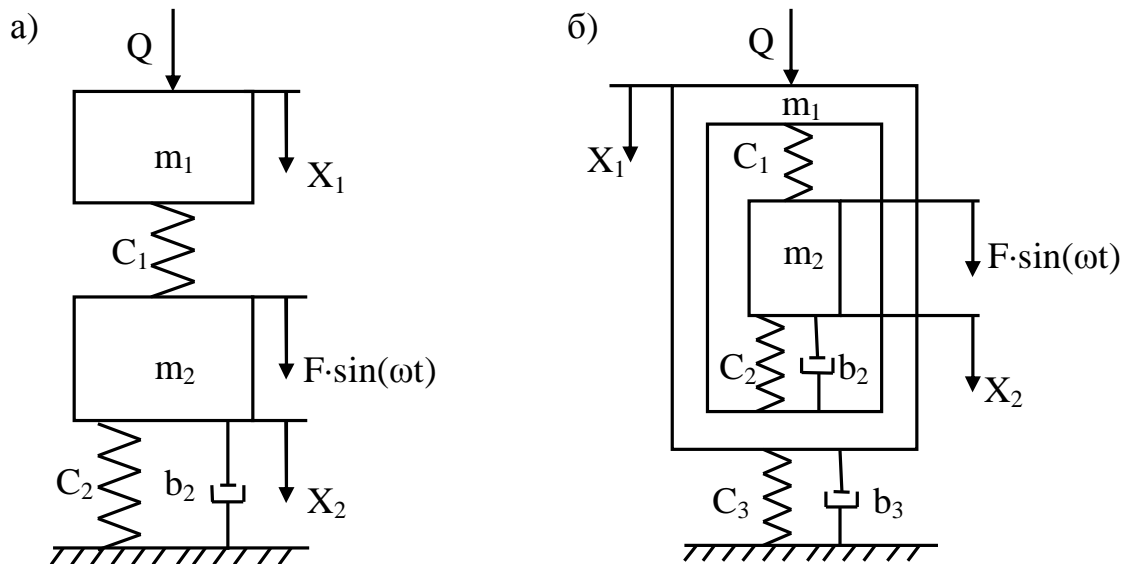


Рисунок 2 – Динамические расчетные схемы ударных машин:
 а) – для серийно выпускаемой конструкции;
 б) – для предлагаемой новой конструкции;

На данную конструкцию ручной машины ударного действия была подана заявка для оформления патента и получено положительное решение [2].

На рис.2 представлены динамические расчетные схемы для традиционной схемы виброизоляции серийно выпускаемой машины ударного действия (рис. 2,а) и машины предложенной конструкции (рис. 2,б).

На схеме: x_1, x_2 - виброперемещения соответственно рукоятки машины и корпуса;

m_1, m_2 - массы соответственно рукоятки и корпуса;

c_1, c_2, c_3 - жесткость упругих элементов;

b_2, b_3 - коэффициенты демпфирования;

Q - сила нажатия человека-оператора на рукоятку;

$F \cdot \sin(\omega \cdot t)$ - возмущающая сила, действующая на корпус, вызванная давлением сжатого воздуха внутри корпуса ударной машины для осуществления возвратно-поступательного движения поршня-ударника;

Для математического описания динамических процессов составлены системы дифференциальных уравнений движения для каждой из принятых схем:

для схемы рис. 2,а

$$\begin{cases} m_1 \cdot \ddot{x}_1 + c_1 \cdot (x_1 - x_2) = Q; \\ m_2 \cdot \ddot{x}_2 + c_2 \cdot x_2 + b_2 \cdot \dot{x}_1 + c_1(x_2 - x_1) = F \cdot \sin(\omega \cdot t); \end{cases} \quad (1)$$

для схемы рис. 2,б

$$\begin{cases} m_1 \cdot \ddot{x}_1 + (c_1 + c_2) \cdot (x_2 - x_1) + b_2 \cdot (\dot{x}_2 - \dot{x}_1) + c_3 \cdot x_1 + b_3 \cdot \dot{x}_1 = Q; \\ m_2 \cdot \ddot{x}_2 + (c_1 + c_2) \cdot (x_2 - x_1) + b_2 \cdot (\dot{x}_2 - \dot{x}_1) = F \cdot \sin(\omega \cdot t); \end{cases} \quad (2)$$

Решение систем проводилось в среде MathCAD с применением численного метода Рунге-Кутты четвертого порядка с фиксированным шагом интегрирования. Полученные результаты в виде графических зависимостей усилий передаваемых на рукоятку ручной ударной машины от вибрирующего корпуса для варианта с традиционной схемой виброизоляции 2,а и варианта с предлагаемой системой виброзащиты 2,б от времени t представлены на рис.3.

Значения усилий, передаваемых на рукоятку ударной машины, были рассчитаны исходя из параметров, соответствующих рубильному

молотку типа МР-6. Расчет для представленных на рис.2 схем выполнялся при следующих исходных данных:

$$c_1 = 20000 \text{ Н} \cdot \text{м}^{-1}; c_2 = 70000 \text{ Н} \cdot \text{м}^{-1}; c_3 = 50000 \text{ Н} \cdot \text{м}^{-1}; b_2 = 500 \text{ кг} \cdot \text{с}^{-1};$$

$$b_3 = 1000 \text{ кг} \cdot \text{с}^{-1}; m_1 = 2 \text{ кг}; m_2 = 8 \text{ кг}; Q = 200 \text{ Н}; F = 1500 \text{ Н};$$

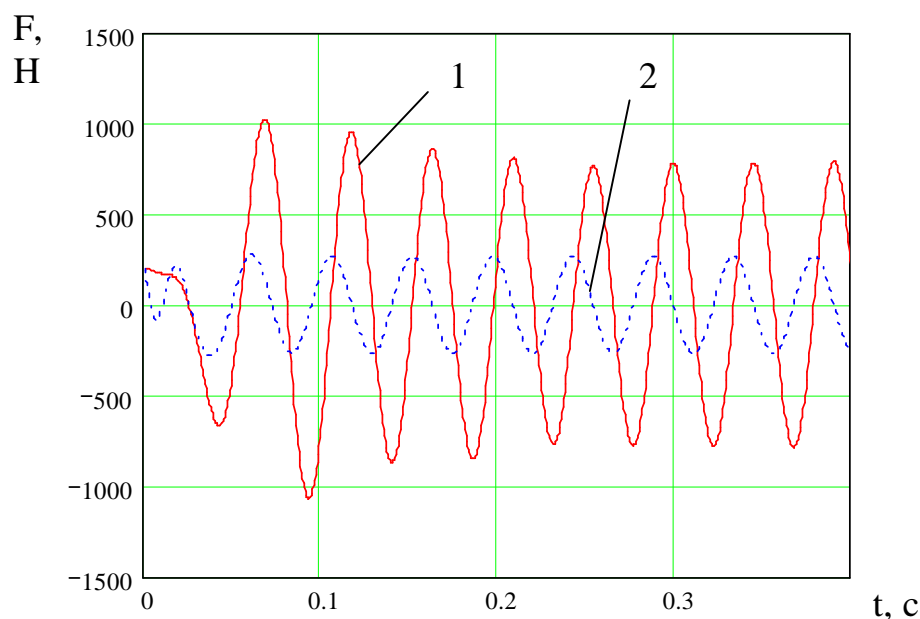


Рисунок 3 – Зависимость усилий передаваемых на рукоятку машины ударного действия от времени t :
 1 – для серийно выпускаемой конструкции;
 2 – для предлагаемой новой конструкции;

Переходный процесс на протяжении 0,2 с от начала движения связан с тем, что в начальный момент времени скорости и смещения масс, входящих в уравнения движений, были приняты равными нулю. Из полученных графиков видно, что при установившихся колебаниях амплитудное значение усилий, передаваемых на рукоятку управления ударной машиной от колеблющегося корпуса при использовании новой конструкции по сравнению с серийно выпускаемой снижается в 3 раза, что говорит о целесообразности применения данной разработки в промышленности.

Выводы и направления дальнейших исследований.

В результате проведенного анализа была установлена возможность снижения уровня усилий при колебаниях ручных ударных машин, действующих со стороны корпуса на рукоятку, за счет применения новой конструктивной схемы. Учитывая, что в последнее время наблюдается тенденция широкого использования ручного ударного инструмента не только в промышленности, но и в быту, внедрение данной конструкции даст весомый социальный эффект за счет снижения уровня вредного воздействия вибрации на организм людей, эксплуатирующих машины ударного действия.

Дальнейшие направления исследований связаны с рассмотрением вопросов оптимизации параметров упруго-демпфирующих элементов и оценке эффективности новой конструкции для передачи ударной энергии обрабатываемой среде.

Предложена новая конструкция виброзащитной системы ручной ударной машины, составлена расчетная схема и проведён анализ эффективности её использования.

The new design of system protection from vibration for the manual machine of shock action is described; the system of the differential equations composed and the analysis of effectiveness a drop of vibration is carried out.

Библиографический список.

1. Быховский И. И. Основы конструирования вибробезопасных ручных машин / И. И. Быховский, Гольдштейн Б. Г. . – М., 1982. – 195 с.
2. Заявка на декларационный патент на полезную модель №200606523, МКИ⁷ В25 D17/24. Пневматическая машина ударного действия/ А. Ю. Рутковский, В. А. Сурело, Д. В. Мулов, Ю. В. Коробейников; заявл. 6.09.2006.

*Канд.техн.наук, доцент Денисенко В.П.
канд.техн.наук, доцент Окалелов В.Н.
аспирант Абакумова Е.В.
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)*

**О СВЯЗИ ПАРАМЕТРОВ МЕТАНОВЫДЕЛЕНИЯ
С ПЕРИОДИЧНЫМИ ОСАДКАМИ ГАЗОНОСНОГО
ПОДРАБАТЫВАЕМОГО МАССИВА (НА ПРИМЕРЕ ШАХТ
КРАСНОДОНСКОГО РАЙОНА ДОНБАССА)**

Приведено аналіз фактичної динаміки метановиділення у виробках видобувних діляниць вугільних шахт, встановлено характер коливань метановиділення з виробленого простору з урахуванням періодичних осідань масиву покрівлі, що підробляється.

Успешное решение проблем борьбы с метаном и создания газобезопасных условий труда в угольных шахтах в первую очередь зависит от решения проблемы прогноза метанообильности горных выработок.

Сложность создания точного и надежного метода прогноза заключается в учете влияния на уровень метанообильности большого числа природных и технологических факторов разработки, которые действуют совместно, причем разработка метаноносных пластов в окружении газоносных массивов ведется в постоянно изменяющихся условиях.

В настоящее время метанообильность производительных добычных участков достигла высокого уровня, для снижения которого требуется применение эффективной искусственной дегазации.

Массовое сдвижение пород, наблюдающееся при трудно- и даже среднеобрушаемых породах кровли, является причиной повышенного выделения метана из выработанного пространства, которое превышает в несколько раз обычное метановыделение, и часто приводит к аварийным газовым ситуациям и длительным простоям очистного оборудования. В 2003 году Государственный Комитет Украины по надзору за охраной труда разработал «Комплекс мероприятий по предотвращению взрывов и газодинамических явлений в угольных шахтах Украины», в который органически вошло задание «Разработать метод прогноза загазирования горных выработок при обрушении пород основной кровли и

разработать мероприятия, которые создают безопасные условия труда при повышенном выделении метана из выработанного пространства».

Действующие методы прогноза, которые представлены в нормативных документах [1], базируются на статических моделях формирования метанообильности, позволяют рассчитывать только среднюю метанообильность на весь период отработки выемочного поля, которая используется в дальнейшем в вентиляционных расчетах. Неравномерность газовыделения при этом, которая характеризуется коэффициентом неравномерности, определяет принятие величины запаса воздуха для проветривания выработок.

Опыт работы шахт показал, что расход воздуха на участках с производительными лавами часто нельзя увеличить в виду того, что фактические и планируемые нагрузки равны максимальнодопустимым по газовому фактору [2].

Необходим такой метод прогноза метановыделения, который учитывал бы структуру массива, физико-механические свойства пород, слагающих массив, и позволял прогнозировать образование источников метановыделения, их интенсивность, геометрические и временные параметры.

Анализ исследований показал, что большое внимание уделяется вопросам совершенствования существующих и разработке новых методов прогноза метановыделения в зависимости от геологических и технологических факторов разработки, проводятся теоретические и экспериментальные исследования влияния особенностей протекания геомеханических процессов вокруг очистной выработки на интенсивность выделения метана из подрабатываемых газонасыщенных массивов. В работах [3, 4] с использованием имитационных компьютерных моделей исследовались поведение горного массива при его подработке и движение метана в нем. При этом подрабатываемый массив рассматривался как слоистая система, состоящая из прослоев угля и разнотипных пород с различной метаноносностью. Задача решалась для установления пространственного расположения зон возможного скопления метана с целью рационального расположения дегазационных скважин.

Принцип расчета газовыделения из пластов-спутников при их подработке, предложенный в работе [5], основывался на том, что процесс выделения метана в выработку предшествует процессу накопления десорбированного метана в спутниках при расположении их в зоне разгрузки. Интенсивное выделение метана происходит в период вскрытия спутников зоной полных сдвижений. Зная особенности и параметры процессов сдвижения, как считают авторы, можно прогнозировать момент наступления газового выброса в выработанное пространство. В работе [6] предложена методика расчета метановыделения из источников,

расположенных в подрабатываемом углепородном массиве, которая учитывает геомеханическую природу их образования. Функция, описывающая метановыделение из угольных пластов и газоносных слоев пород, которые попали в зону сдвижений, имеет циклический вид. Пиковые газовыделения меньшей интенсивности приурочены к моментам посадки непосредственной кровли, а большей – к периодическим осадкам основной кровли.

В рассмотренных работах были приняты модели расчета интенсивности и приуроченности метановыделения подрабатываемых массивов довольно однородной структуры (выдержанные по мощности слои пород и углей, одинаковое удаление их от рабочего пласта, неизменные прочностные параметры пород, отсутствие тектонической нарушенности).

Общеизвестно, что на характер протекания геомеханических процессов и динамику выделения метана в значительной степени влияет неоднородность массива и неравномерность его насыщения метаном. Поэтому рассчитанные значения параметров метановыделения могут значительно отличаться от фактически наблюдаемых в шахтных условиях.

В задачу наших исследований входило установить характер метановыделения из выработанного пространства, приуроченность и интенсивность выделения метана с целью определения значений параметров метановыделения при периодических осадках массива кровли в различных условиях разработки на основе фактических данных по метановыделению на добычных участках метанообильных шахт.

Для достижения поставленной цели проанализировали газовый баланс добычных участков и изучили динамику выделения метана в очистном забое, из выработанного пространства и на общеисходящих струях добычных участков за длительный период работы лав. Для расчета дебита метана использованы среднесуточные замеры количества воздуха, концентрации метана (по данным аппаратуры автоматического газового контроля шахтной атмосферы), данные о количестве добытого угля, скорости подвигания лавы, параметрах вентиляционных и дегазационных систем, геологических условиях залегания пластов.

Расчет дебита метана в исходящих струях выработок добычных участков и извлекаемого дегазационными системами производился по специально разработанной программе на ПК, что позволило автоматизировать обработку данных и построение зависимостей.

Динамика метановыделения выработок добычных участков изучалась по 5-ти отработанным в предыдущие годы и одному действующему участкам шахт «Суходольская-Восточная» и «Самсоновская-Западная» Краснодонского района Донбасса. На первой шахте отрабо-

тывается пласт i_3^1 марки угля Ж-К мощностью от 0,9 м (западный блок) до 2,3 м (центральный блок) с природной метаноносностью 20-25 м³/т б.м. На шахте «Самсоновская-Западная» отрабатывается пласт k_2'' мощностью 1,3-1,4 м марки угля Г-Ж с природной метаноносностью 18-20 м³/т б.м. Пласты отрабатываются на глубине 860-1100 м. Основным источником метана в выработанное пространство лав служат газоносные песчаники, которые проявляют выбросоопасные свойства. Угольные пропластки в кровле и почве пластов маломощные 0,4-0,14 м, расположены на большом расстоянии от пластов и в метановыделении играют подчиненную роль.

Отработка указанных пластов ведется с применением столбовых систем разработки, схемы проветривания в виду высокой метанообильности участков и выбросоопасности угольных пластов применяются прямоточные с подсвежением исходящих струй. Для снижения уровня метанообильности применяется искусственная дегазация массивов кровли подземными и вертикальными поверхностными скважинами.

Результаты изучения метанообильности 6-ти добычных участков показали, что удельный вес метановыделения из выработанного пространства в газовом балансе добычных участков составляет 70-80 % (табл. 1). При подаче на добычные участки максимально возможных объемов воздуха (1500-2400 м³/мин) и применении искусственной дегазации концентрация метана сохраняется на высоком уровне (0,9- 1,0 %).

Таблица 1 – Газовый баланс выработок добычных участков

Наименование шахты, лавы	Нагрузка на лаву, т/сут.	Средняя метанообильность, м ³ /мин			Дебит метана в дегазационных системах, м ³ /мин	Средняя концентрация метана на исходящих струях, %
		выработка участка	лавы	выработанного пространства		
1	2	3	4	5	6	7
шахта «Суходольская-Восточная»						
38 западная	586	15,2	5,11	10,10	18,2	0,9-0,95
35 западная	188	5,9	1,02	3,88	0,8	0,7-0,8
22 восточная уклонная	1018	21,8	6,80	15,00	10,5	0,85-0,9
35 западная	188	5,9	1,02	3,88	0,8	0,7-0,8
23 западная уклонная	1000- 1100	21,0	4,80	16,20	30,0	0,9-1,0
шахта «Самсоновская-Западная»						
3 восточная	1200	11,02	2,88	8,14	–	0,8-0,9
3 западная	1390	8,77	3,71	5,06	2,5	0,95

Статистический анализ динамики метановыделения показал высокую неравномерность метановыделения в выработки добычных участков (табл. 2). Коэффициент неравномерности метановыделения из выработанного пространства для обследованных лав на 25-35 % выше коэффициента неравномерности метановыделения на исходящих струях добычных участков.

Таблица 2 – Показатели неравномерности метановыделения в выработки добычных участков

Наименование шахты, лавы	Максимальное значение газовой выделения из, м ³ /мин		Среднее значение газовой выделения из, м ³ /мин		Коэффициент неравномерности газовой выделения $K_n = 1 + 3 \frac{\sigma}{I}$	
	добычного участка	выработанного пространства	добычного участка	выработанного пространства	добычного участка	выработанного пространства
1	2	3	4	5	6	7
шахта «Суходольская-Восточная» ОАО Краснодонуголь						
22 восточная уклонная лава	23,85	17,56	13,71	7,42	1,73	2,37
23 западная	33,88	29,49	21,01	16,15	1,61	1,83
35 западная	11,52	9,79	5,52	3,88	2,08	2,52
38 западная	17,23	12,58	7,59	3,21	2,27	3,92
1	2	3	4	5	6	7
шахта «Самсоновская-Западная» ОАО Краснодонуголь						
3 западная	16,78	13,16	11,02	8,14	1,52	1,62
3 восточная	17,02	14,79	8,77	5,06	1,94	2,92

Схожесть характера колебаний метановыделения из выработанного пространства и в выработки добычного участка указывает на то, что выработанное пространство вносит основной вклад в неравномерность метановыделения на добычном участке (рис. 1-4).

Тщательный анализ колебаний метановыделения из выработанного пространства (см. рис. 2, 4) показал, что в отличие от пульсирующего вида колебаний, получаемого при моделировании газовой выделения с учетом процесса осадок кровли [5, 6], характер колебаний в нашем случае носит циклический вид. Временной интервал между всплесками метановыделения с максимальной интенсивностью изменяется от 18 до 27 суток, что соответствует подвиганию линии очистного забоя на 36-54 м.

Такие подъемы метановыделения приводят к загазованности выработок. При данной структуре пород массива кровли средний размер шага посадки основной кровли составляет 30 м. Фактически, в пределах выемочных полей рассматриваемых лав мощный слой песчаника (20 - 22 м) на большей части площади отделен от пласта глинистыми породами мощностью 1-2 м или является непосредственной кровлей. На этих интервалах отработки пласта наблюдаются частые интенсивные колебания метановыделения с периодом в 12-15 суток.

В местах частичного замещения песчаника аргиллитом или алевролитом наблюдается как снижение среднего уровня метановыделения, так и снижение колебания интенсивности до минимальных значений.

Приведенные данные свидетельствуют о том, что в конкретных условиях разработки параметры периодических осадок массива кровли изменяются в широких пределах соответственно специфике сдвижения толщи пород.

Следует отметить, что возрастание интенсивности при пиковых газовыделениях происходит, в основном, 3-5 суток, столько же длится и спад газовыделения. В отдельных случаях повышенное газовыделение наблюдается в пределах 1-2 суток.

Определенный вклад в общее газовыделение выработанного пространства вносит выделение метана из надрабатываемого массива пород. В конкретных условиях в почве пластов нет сколь значительных коллекторов метана и, поэтому, метановыделение из массива пород почвы, практически, не оказывало влияния на общую картину динамики метановыделения.

Наблюдаемый характер колебаний метановыделения во времени и пространстве показывает, что механизм выделения метана из подрабатываемых толщ, которые отличаются изменчивостью структуры, достаточно сложный и не может быть описан экспоненциальной функцией изменения метановыделения во времени после очередного обрушения кровли.

Выводы:

– метановыделение в реальных условиях разработки отличается крайней неравномерностью во времени и пространстве.

– сложный характер динамики газовыделения обусловлен неоднородностью подрабатываемого массива и неравномерностью его сдвижения.

– для решения задачи прогноза метановыделения на добычных участках предпочтительно применение статистических методов анализа, учитывая циклический характер колебаний метановыделения во времени.

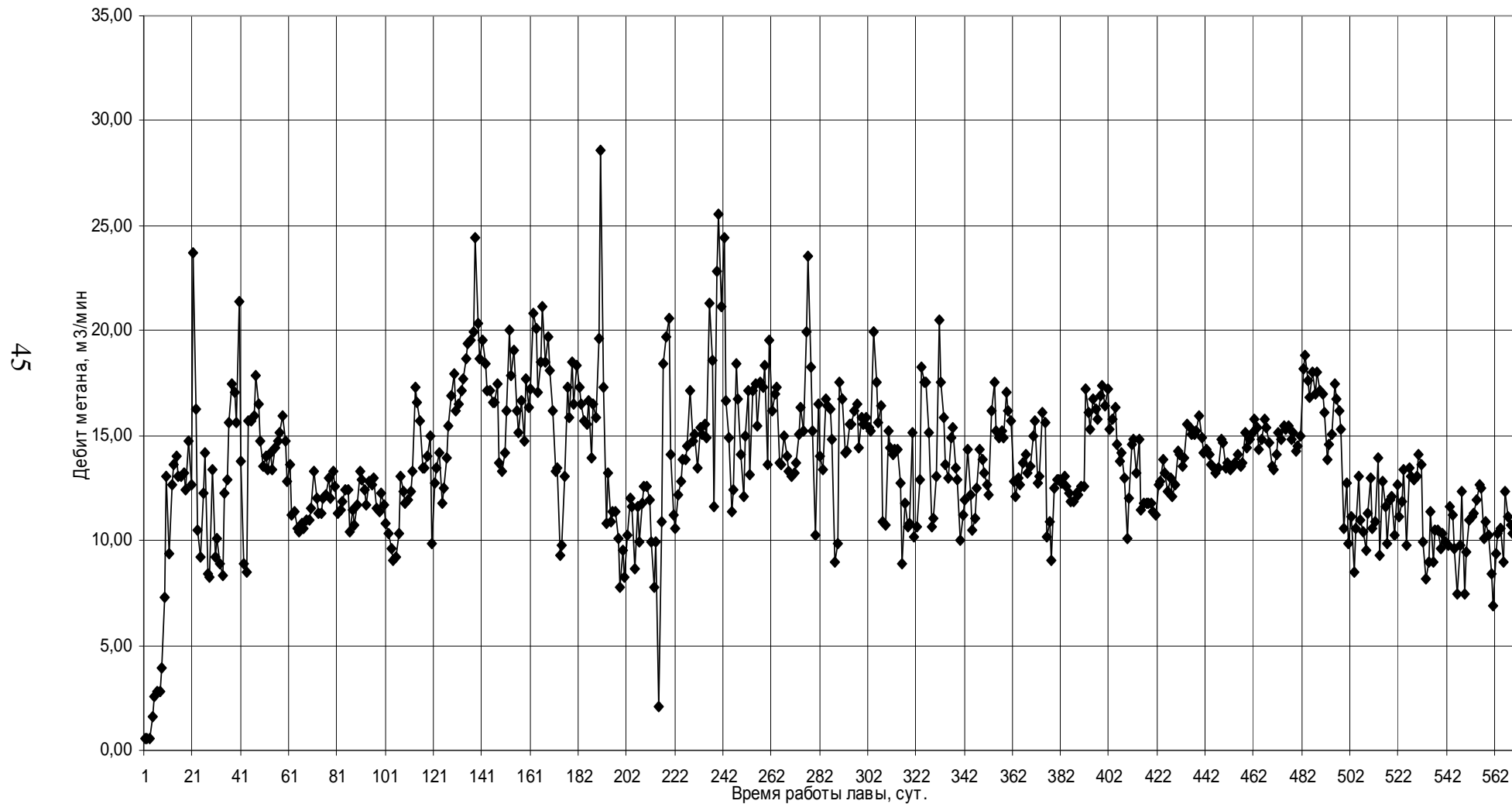


Рисунок 1 - Динамика выделения метана на исходящей участка 22 восточной лавы пласта i_3^1 ш. «Суходольская-Восточная»

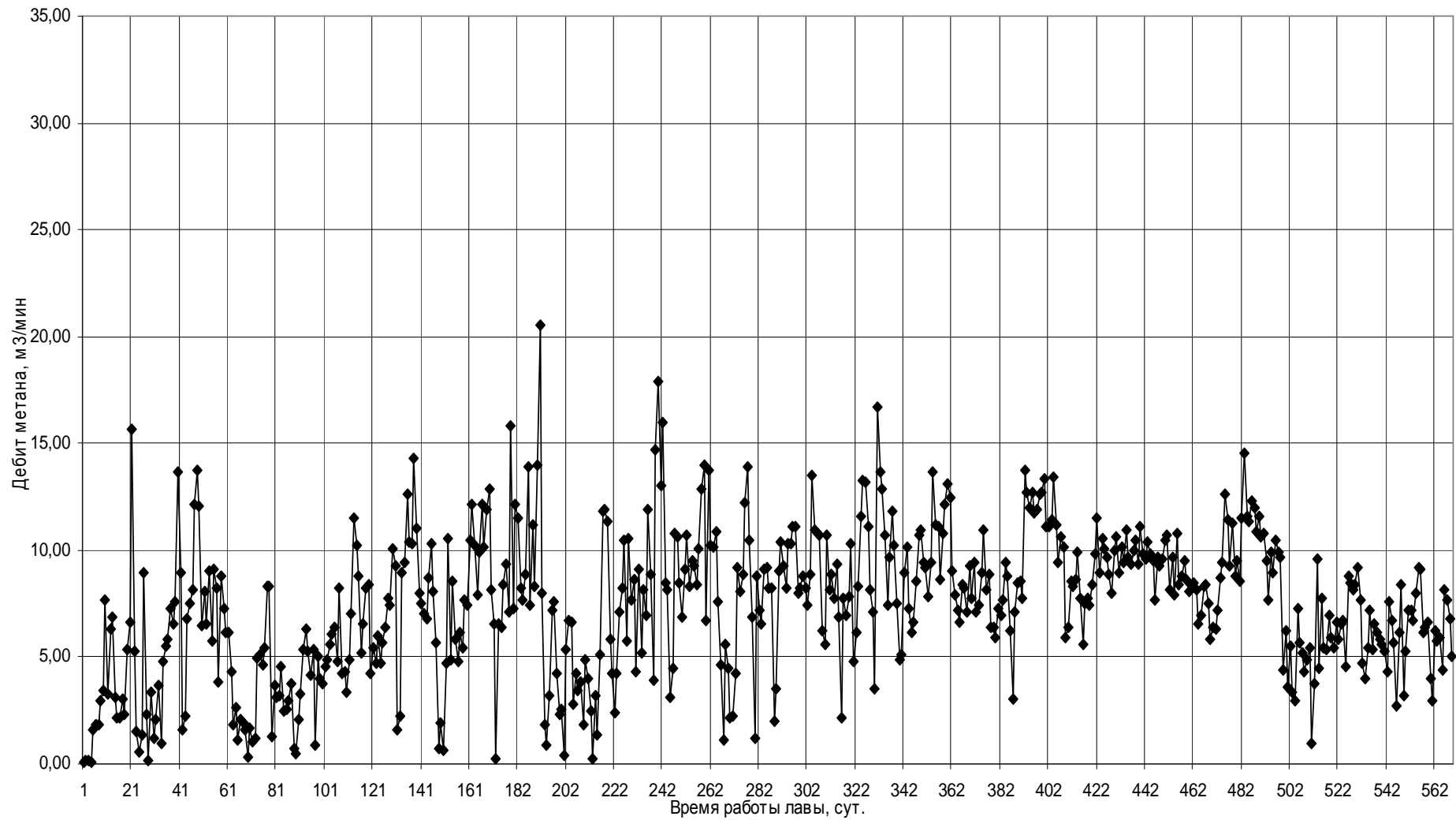


Рисунок 2 - Динамика выделения метана из выработанного пространства 22 восточной лавы пласта i_3^1 ш. «Суходольская-Восточная»

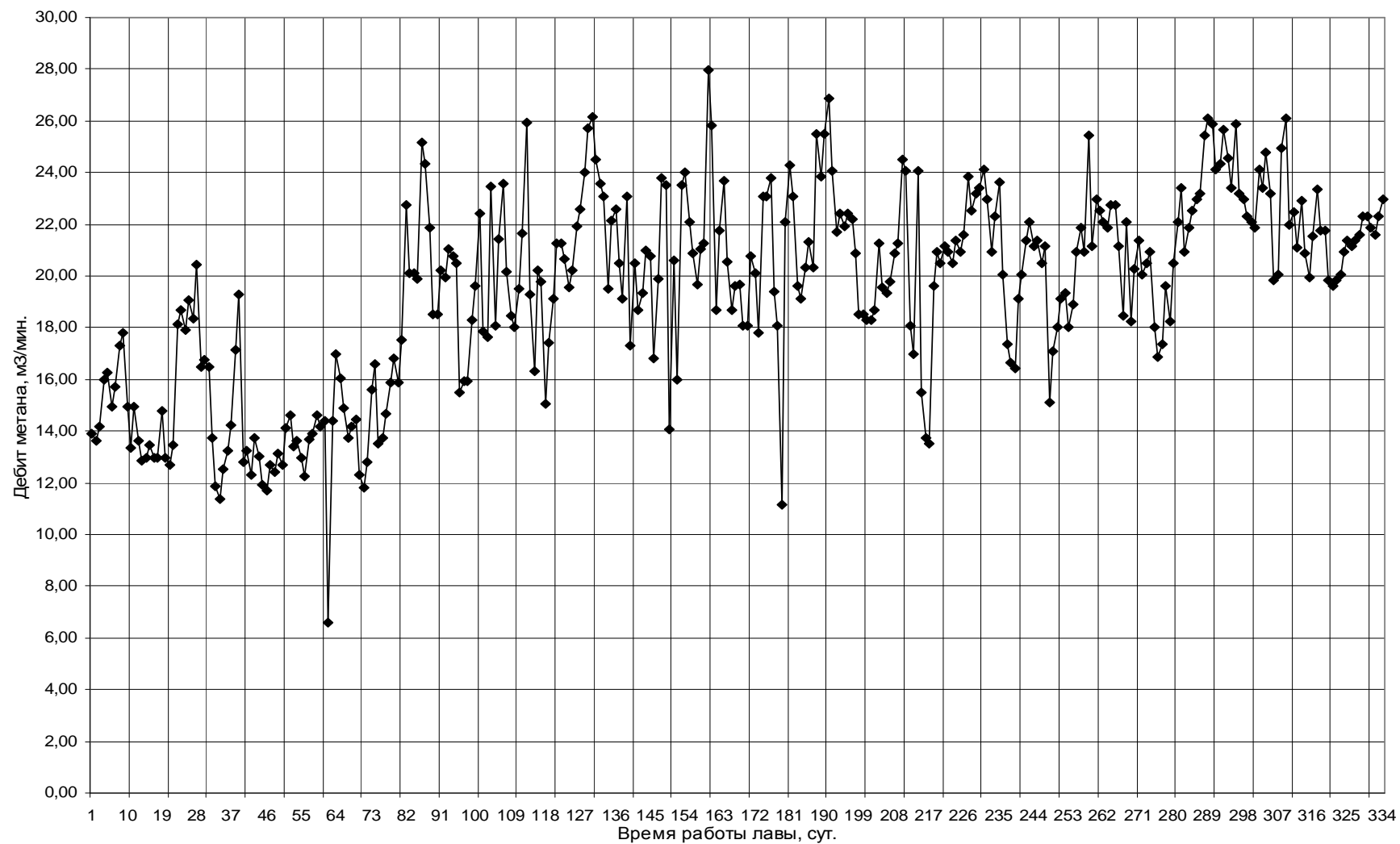


Рисунок 3 - Динамика выделения метана на участке 23 западной лавы
пласта i_3^1 ш. «Суходольская-Восточная»

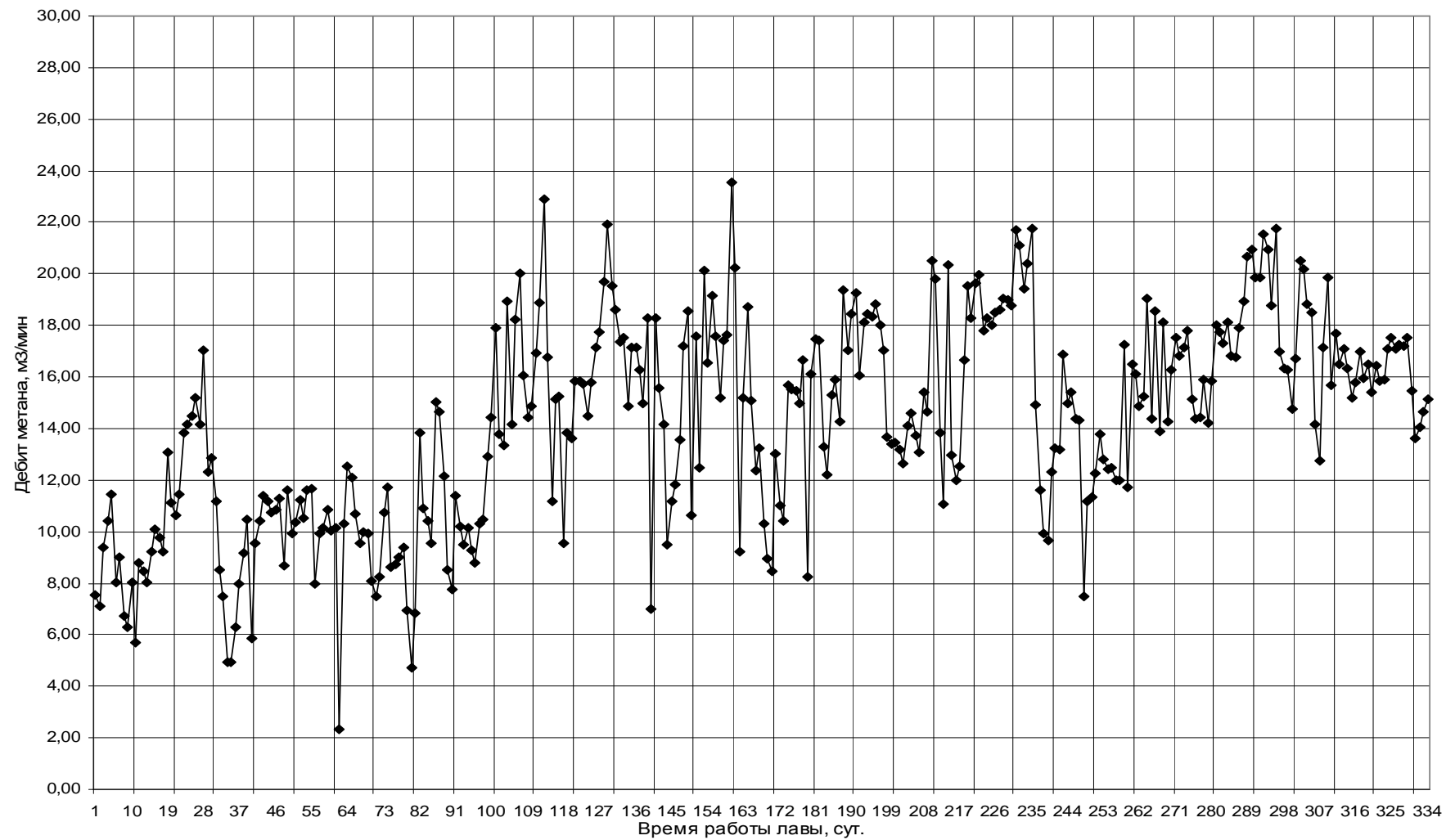


Рисунок 4 - Динамика выделения метана из выработанного пространства 23 западной лавы пл. i_3^1

Приведен анализ фактической динамики метановыделения в выработках добычных участков угольных шахт, установлен характер колебаний метановыделения из выработанного пространства с учетом периодических осадок подрабатываемого массива кровли.

The analysis of actual dynamics selection of methane in making of booty areas of coal mines is resulted, character of vibrations selection of methane from the produced space taking into account the periodic sinking of the earned additionally array of roof is set.

Библиографический список

1. *Руководство по проектированию вентиляции угольных шахт.* – К.: Основа, 1994. – С. 33-53.

2. *Касимов О.И. Проектирование вентиляции и дегазации выемочных участков с высоконагруженными лавами/ О.И. Касимов, Б.В. Бокий, А.В. Агафонов // Уголь Украины. – 2004. – №12 – С. 44-46.*

3. *Булат А.Ф. Фильтрация метана в слоистом массиве подработанных пород кровли / А.Ф. Булат [и др.] // Межвузовский сборник / ИГТМ НАН Украины. – Днепропетровск, 2005. – Вып. 58 : Геотехническая механика. – С. 83-93.*

4. *Круковская В.В. Разработка метода расчета параметров процесса фильтрации метана с учетом напряженно-деформированного состояния надрабатываемого углепородного массива: автореф. дис. ...канд техн.наук: 05.15.11 : защищена 03.11.06 / Круковская Виктория Викторовна; ИГТМ им. М.С. Полякова НАН Украины. – Днепропетровск, 2006. – 19 с*

5. *Тарасов Б.Г. Газовый барьер угольных шахт / Б.Г. Тарасов, В.А. Колмаков. – М.: Недра, 1978. – С. 136-140.*

6. *Кияшко Ю.И. К расчету метановыделения из углепородного массива при работе высоконагруженных лав / Ю.И. Кияшко, В.В. Круковская // Межвузовский сборник / ИГТМ НАН Украины. – Днепропетровск, 2003. – Вып. 47: Геотехническая механика. – С. 122-129.*

*Канд.техн.наук, доцент Денисенко В.П.
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)*

О ТОЧНОСТИ РАСЧЕТНОГО МЕТОДА ПРОГНОЗА МЕТАНООБИЛЬНОСТИ ДОБЫЧНЫХ УЧАСТКОВ

Приведені результати визначення точності розрахункового методу прогнозу метановості, отримані залежності впливу початкових параметрів на прогнозовану величину.

Проблема прогноза метанообильности горных выработок угольных шахт на всем протяжении развития угледобывающей отрасли отличалась остротой и особенно возросла в последние годы, в связи с углублением горных работ и увеличением темпов добычи угля. От решения этой проблемы прямо зависит успешное решение ряда проблем: борьбы с метаном, создания безопасных и комфортных условий труда горнорабочих, добычи метана как попутного сырья, улучшения технико-экономических показателей производства и экологической обстановки.

В общем газовом балансе шахты на долю газовыделения добычных участков приходится 60-70 %, остальной метан выделяется из подготовительных забоев и старых выработанных пространств. В настоящее время наблюдается тенденция снижения числа одновременно действующих лав при значительном повышении нагрузки на очистной забой. В таких условиях резко увеличивается интенсивность выделения метана на добычных участках, и наблюдаются сравнительно частые случаи загазирования выработок добычных участков.

Результаты многолетних исследований ученых Украины, зарубежных стран и наших собственных исследований показали, что основными факторами, существенно влияющими на метанообильность, являются литологический состав пород вмещающих пласт массивов, их тектоническая нарушенность и неравномерность метанонасыщения разреза в зоне влияния очистных работ за счет изменчивости газовых параметров пород-коллекторов свободного метана [1, 2, 3, 4, 5, 6]. Таким образом, метанообильность выработок в значительной мере зависит от неоднородности углепородного массива и неравномерности его насыщения метаном.

В задачу исследований входило установление отдельного влияния исходных определенных инструментально и эмпирически параметров.

В таблице 1 для примера приведены показатели газовой обстановки действующих шахт Краснодонского района Донбасса. Данные табл. 1 показывают, что даже с применением скважинной дегазации, которая направлена на снижение метанопритоков из подрабатываемых массивов кровли, и подаче на добычные участки максимально возможных объемов воздуха (1500-2400 м³/мин), среднесуточная концентрация метана во многих случаях приближается или превышает предельнодопустимую.

В связи с этим, в отношении метанового фактора, выработки добычных участков являются самым «узким» местом в сети горных выработок шахты.

Первым и важным требованием, предъявляемым к любому методу прогноза и к прогнозу метанообильности добычных участков в частности, является точность прогнозируемой величины. От точности прогноза метанообильности выработок добычных участков в значительной мере зависит надежный (правильный) расчет параметров проветривания, искусственной дегазации и технологии ведения очистных работ.

В настоящее время в угольной промышленности применяют 2 метода прогноза метанообильности горных выработок, которые представлены в действующем Руководстве [7]. Для новых горизонтов действующих шахт и проектирования параметров дегазации рекомендуется применять прогноз по природной метаноносности угольных пластов и пород (расчетный метод). Для действующих шахт – по фактической метанообильности выработки-аналога данного шахтопласта (статистический метод).

Принято считать, что расчетный метод более универсальный, позволяет рассчитывать газовыделение отдельно из каждого источника и устанавливать удельный вес каждого источника в газовом балансе выработки.

Принцип расчета метанообильности по указанному методу основан на вычислении разницы между природной метаноносностью (x_r) и остаточной метаноносностью угля (x_0), оставляемого в выработанном пространстве в целиках, не вынимаемых пачках и т. д., или остаточной метаноносностью угля (x_1), выдаваемого за пределы выемочного участка, и учете функциональной зависимости, определяющей влияние основных природных и технологических факторов разработки на метанообильность участка.

Таблица 1 – Фактические показатели работы и газовой обстановки шахт Краснодонского района (данные за 2005 год)

Наименование шахты	Среднесуточная шахтная добыча угля, т/сут.	Метанообильность шахты с учетом дегазации, м ³ /мин	Количество действующих лав	Наименование лавы	Нагрузка на лаву в течение года, т/сут.	Метанообильность участка с учетом дегазации, м ³ /мин	Средняя максимальная концентрация СН ₄ за сутки, %
«Самсоновская-Западная»	2828	49,2	2	1 западная лава пл.к ₂ ^H	1200	14,4	0,99-1,0 (1,2-1,3)
				4 западная лава пл. к ₂ ^H	1310	17,2	0,99-1,0 (1,2-1,4)
«Молодогвардейская»	2370	51,4	1	26 Орловская лава пл. к ₂	2210	31,2	0,92-1,0(1,05-1,1)
«Таловская»	890	19,07	1	712 лава пл. к ₂	704	16,2	0,72-0,75(0,85-0,9)
Им. Н.П. Баракова	2180	40,5	2	2 северная лава пл. к ₅ ^H	1200	24,4	0,94-0,98(1,0-1,1)
				7 южная лава пл.к ₅ ^H	760	8,76	0,8-0,82(0,9-0,95)
«Суходольская-Восточная»	1810	121,0	2	12 восточная лава пл. i ₃ ¹	650	36,0	0,95-1,0(1,1-1,2)
				23 западная укл. лава пл. i ₃ ¹	1100	51,8	0,95-1,0(1,1-1,2)

После выхода в 1964 году в составе «Временной инструкции по прогнозу метанообильности угольных шахт СССР» первого варианта расчетного метода прогноза, основанного на разности между природной и остаточной метаноносностью угля, была проведена оценка возможных ошибок при определении метанообильности участка [8].

Учитывая, что в расчетных формулах нет постоянных исходных величин (кроме теоретических числовых коэффициентов), авторами оценивалось влияние на точность расчета величины ожидаемой метанообильности ошибок в определении исходных параметров, которые в то время определялись приближенно. К анализу были приняты следующие параметры: природная и остаточная метаноносность угля (x , x_1), коэффициент газоотдачи пород (K_n), условный пояс дренирования (его ширина) (Γ), коэффициент, зависящий от способа управления кровлей (N_y), предельная глубина зоны разгрузки (h_p). Остальные величины, а именно те, которые для каждого конкретного участка могут быть измерены с практически любой точностью, принимались постоянными. К ним были отнесены: длина лавы, ширина целиков, полная и вынимаемая мощности пласта, количество и расстояние до смежных пластов, и их мощности. Для определения погрешности вычисления метанообильности использовались методы оценки погрешности функции многих переменных.

Для числовой оценки возможных ошибок был выполнен расчет метанообильности применительно к конкретным условиям разработки пластов n_8^B и n_7^H во Львовско-Волынском бассейне. Точность определения каждого из указанных выше параметров принималась $\pm 30\%$.

Результаты проведенного анализа показали следующее. Относительная предельная погрешность расчетной метанообильности в принятых условиях составила: для пласта n_7^H – 59,5 %, для пласта n_8^B – 79,6 %. На точность вычисления метанообильности большое влияние оказывает природная метаноносность пласта – ее удельный вес в общей ошибке составляет для разных пластов 66-50 %. Около 12-18 % в общей ошибке возникает при неточности определения остаточной метаноносности.

Решение обратной задачи теории приближенных вычислений показало, что для обеспечения 30 % точности расчета метанообильности участка ошибка определения природной метаноносности разрабатываемых пластов не должна превышать 4 %.

Авторами было отмечено, что точность любого расчетного метода прогноза, основанного на разности природной и остаточной метаноносности угля, всегда будет ниже точности определения природной метаноносности. Величина возможной предельной погрешности (кроме природной метаноносности пластов) зависит еще и от горно-геологических условий и для разных условий будет различна.

К настоящему времени накоплен значительный объем экспериментальных данных по влиянию основных природных и технологических факторов на уровень метанообильности выработок добычных участков. Это позволяет принципиально по новому подойти к решению проблемы прогноза метанообильности.

С учетом этого оценка погрешности величины ожидаемой метанообильности, определенной (рассчитанной) по действующему расчетному методу прогноза, проводилась следующим образом.

Все переменные величины, которые являются исходными параметрами для расчета метанообильности были разделены на две группы. К первой группе были отнесены те параметры, которые непосредственно измеряются инструментально или получены в результате лабораторных определений. К ним относятся в основном геологические и некоторые технологические параметры: природная метаноносность (x_r); мощности рабочего пласта и пластов-спутников; показатель степени метаморфизма (V^r); влажность и зольность угольных пластов (W, A), расстояния между пластами-спутниками и рабочим пластом (H_i); температура пород ($t, ^\circ C$); угол падения пластов (α); размеры зоны естественной дегазации (H_0); вынимаемая мощность (m_b); ширина захвата комбайна (r); длина лавы (ℓ_{oc}); глубина разработки (H).

Ко второй группе были отнесены величины, которые получены экспериментальным путем и представлены в методике расчета в виде эмпирических зависимостей. К ним относятся: остаточная метаноносность (x_0, x_1); размеры зоны газового дренирования при подработке (M_p^{nod}); ширина зоны газового дренирования в угольных пластах ($e_{з.д.}$); коэффициент газоотдачи пород (K_n); коэффициент зависящий от способа управления кровлей (N_y).

В общем виде указанные параметры зависят от следующих переменных:

$$\begin{aligned}x_0 &= f(V^r; t) \\e_{з.д.} &= f(V^r, T) \\K_n &= f(H, H_0) \\M_p^{nod} &= f(N_y, m_b, \alpha, k_d, \ell_{oc})\end{aligned}$$

На первом этапе проводилась оценка погрешности ожидаемой метанообильности от точности определения каждого переменного параметра, входящего в первую группу. Так как достаточных данных для объек-

тивной оценки предельных ошибок определения каждого параметра нет, точность определения каждого принимали $\pm 20\%$.

Принятие одинаковой точности определения всех параметров удобно в том отношении, что позволяет оценить влияние ошибки каждого из них на общую ошибку определения метанообильности участка.

Для числовой оценки ошибок выполнялся расчет метанообильности для конкретных условий разработки пласта i_3^1 в пределах выемочного поля 38 западной лавы шахты «Суходольская-Восточная» Краснодонского района Донбасса. По геологическим и технологическим условиям разработки выбранный для исследования участок месторождения является типичным для Донбасса и характеризуется высокой метаноносностью угольных пластов (20-25 м³/т гм) и вмещающих пород (газонасыщенные песчаники проявляют выбросоопасные свойства) (рисунок).

Для прогноза метанообильности добычного участка был разработан программный продукт, заполнение исходных параметров представлено в виде фрагмента исходных данных на примере работы 38 западной лавы пласта i_3^1 (табл. 2).

Расчет производился путем последовательного изменения каждого отдельного параметра на величину $\pm 20\%$, при постоянных остальных, и для каждого изменения рассчитывались погрешности метанообильности добычного участка.

Результаты расчетов показали, что относительная предельная погрешность метанообильности добычного участка для принятых условий составляет 57,6 % (табл. 3). При этом на точность вычисления метанообильности примерно равное влияние оказывает природная метаноносность и полезная мощность разрабатываемого пласта (36,5 и 39,9 % соответственно от общей погрешности).

Точность определения остальных параметров незначительно влияет на общую погрешность определения метанообильности добычного участка. По данным геологической службы шахты фактические колебания значений переменных параметров составляют: природной метаноносности – 11%, мощности пласта – 5-7%, выхода летучих веществ – 15%, остальных – 10-15%. Предельная погрешность определения метанообильности в этом случае составила 25,6%, основная составляющая – погрешность в определении природной метаноносности угольных пластов.

Таблица 2 - Исходные данные для расчета метанообильности

Индекс	Шифр пласта		Природные данные						Alpha пл	H0	Горно-технические данные																
			Xг	mi	t	Vг	Aз	W			Hi	A1	юч	Tп.в.+ Тост	Vоч	г м	Tт	бц	мп	тв	твп	A5	A2	H	q1	q2	q3
k11	1	<input type="checkbox"/>	25	0.15	27	29.5	50	4.5	20																		
k1	2	<input type="checkbox"/>	25	0.3	27	29.5	48	4.5	62																		
i32	3	<input type="checkbox"/>	25	0.15	27	29.5	45	4.5	60																		
i31	4	<input checked="" type="checkbox"/>	25	0.82	30	29.5	13.5	4.5	12	6	150	1	189	180	1.41	0.63	60	0	0.82	1.17	1.17	1	1	861	15.3	21.9	0
i3в	5	<input type="checkbox"/>	25	0.52	30	23.4	25	4.5	48																		

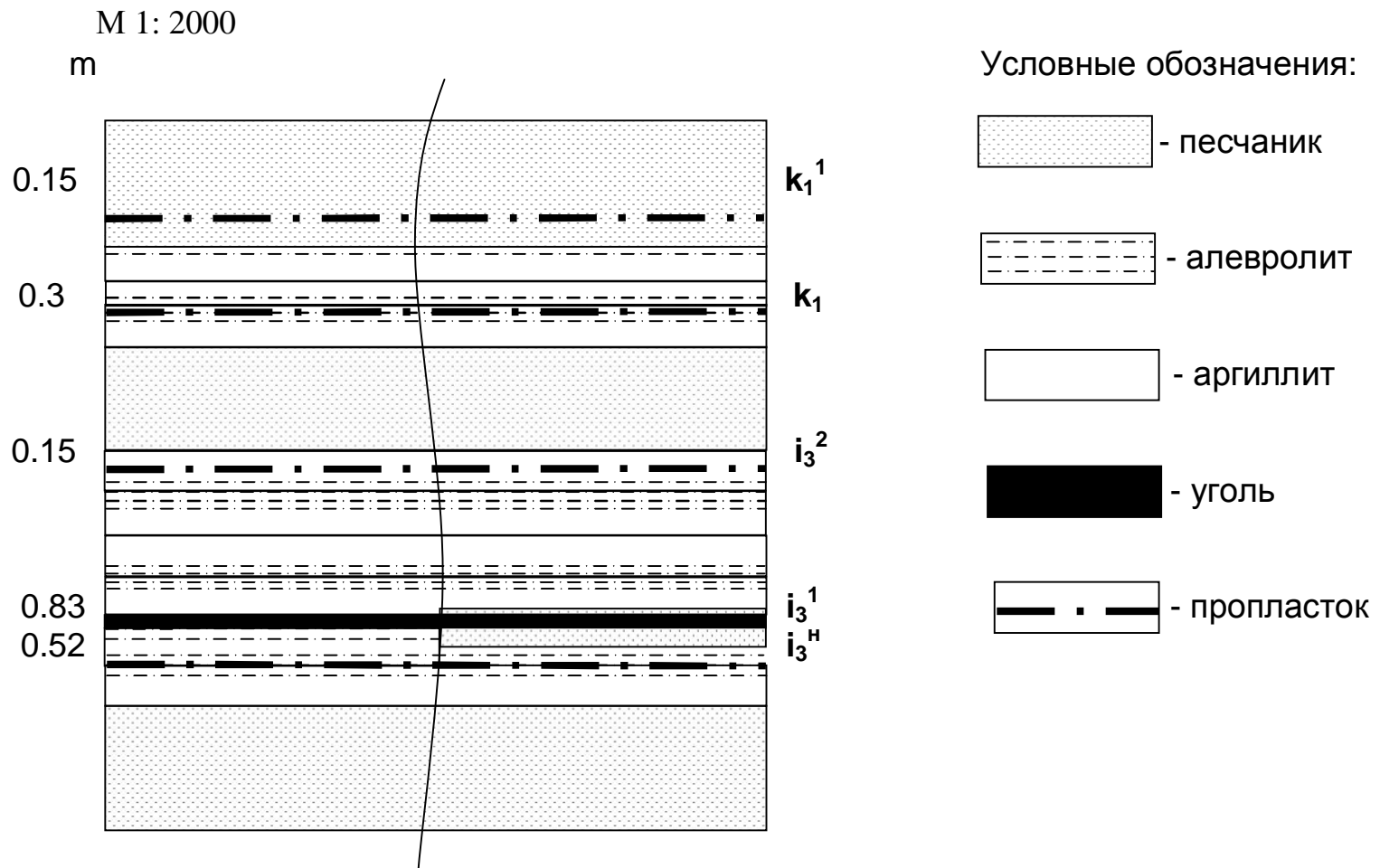


Рисунок – Геологический разрез боковых пород

Таблица 3 – Зависимость погрешности определения метанобильности добычного участка от точности исходных параметров

Переменные параметры	Частные погрешности за счет конкретного переменного					
	при $\delta = \pm 20\%$			при фактической погрешности		
	абсолютная, м ³ /мин	относительная, %	доля в общей ошибке, %	абсолютная, м ³ /мин	относительная, %	доля в общей ошибке, %
x_T	2,10	21,0	36,5	1,00	11,0	43,0
m_i	2,33	23,0	39,9	0,58	6,0	23,4
t	0,07	0,6	1,0	0,01	0,1	0,6
V^r	0,27	2,6	4,5	0,20	2,0	7,8
A^3	0,45	4,4	7,6	0,45	4,4	17,2
W	0,12	1,2	2,1	0,03	0,3	1,2
H_i	0,47	4,6	8,1	0,15	1,6	6,3
T_T	0,025	0,2	0,3	0,02	0,2	0,5
Итого	5,8	57,6	100	2,45	25,6	100

В итоге, за счет постоянного совершенствования методики прогноза и способов надежного определения величины природной метанобильности угольных пластов, точность прогноза метанобильности добычного участка повысилась почти в 2 раза. Это возможно только при условии абсолютно точного определения расчетных параметров M_p^{nod} , M_p^{nad} , K_n . Результаты многолетних исследований для различных горно-геологических условий ведения очистных работ показали, что предельная глубина зоны разгрузки, как в почву, так и в кровлю может изменяться в широких пределах. Это вызвано тем, что слои монолитных пород при достаточной мощности и крепости приобретают свойства литологических „экранов” и полностью препятствуют перемещению метана из смежных угольных пластов в выработки разрабатываемого пласта [3,5,9]. В таких случаях прогнозная метанобильность, по сравнению с фактической, завышается на величину численно равную газовыделению из пластов-спутников, которые отделены от разрабатываемого пласта слоем экранирующих пород.

Для любого метода прогноза точность прогнозируемой величины зависит от точности определения каждого исходного параметра, а также от вида связывающей их функциональной зависимости.

Критерием оценки точности вычисления прогнозируемой величины является ее соответствие фактическим данным.

Анализ сравнения прогнозных величин метанообильности добычных участков с фактическими в условиях разработки пласта i_3^1 шахты „Суходольская-Восточная” показал, что для всех исследуемых участков фактическая метанообильность систематически выше в среднем на 45% по сравнению с расчетной (табл.4). При этом значения метанообильности лав по расчету и фактические практически совпадают. Значительная разница наблюдается в значениях метановыделения из выработанного пространства. Это свидетельствует о том, что основным источником, определяющим метанообильность выемочного пространства, для рассматриваемых условий разработки, являются метанонасыщенные вмещающие породы.

Использование в расчетах газовыделения из пород значения коэффициента газоотдачи вмещающих пород (K_n), представленного в действующем методе прогноза, приводит к значительным отклонениям прогнозной величины метанообильности от фактической в условиях подобных вышеприведенным. Поэтому значение указанного коэффициента требует обоснования и корректировки.

Таблица 4 – Результаты сравнения прогнозной и фактической метанообильности пласта i_3^1 шахты „Суходольская-Восточная”

Участок, лава	Фактическая метанообильность выработок, м ³ /мин.			Расчетная метанообильность выработок, м ³ /мин.			Отклонение	
	общая по участку	лавы	выработанного простр.	общая по участку	лавы	выработанного простр.	абсолютное, м ³ /мин.	относительное, %
38 западная лава	15,2	5,11	10,1	9,63	5,47	4,16	5,6	36,6
35 западная лава	5,9	1,54	4,4	2,98	1,45	1,53	2,9	50,0
22 восточная лава	21,8	6,80	15,0	12,17	6,90	5,27	9,6	44,1
12 восточная лава	22,3	8,10	14,2	13,68	7,57	6,11	8,6	38,7

Выводы:

– точность определения исходных параметров оказывает незначительное влияние на общую погрешность определения прогнозной метанообильности (не более 25%).

– основное влияние на отклонение прогнозной метанообильности от фактической оказывают: литологический состав пород; газонасыщенность вмещающих пород и тектоническая нарушенность угленосной толщи.

– действующий расчетный метод требует уточнения ряда зависимостей, значений эмпирических коэффициентов и пересмотра отдельных его положений.

Приведены результаты определения точности расчетного метода прогноза метанообильности, получены зависимости влияния исходных параметров на прогнозируемую величину.

The results of determination of exactness of calculation method of prognosis selection of methane are resulted, dependences of influencing of initial parameters on the forecast value are got.

Библиографический список.

1. Кузьмин Д.В. О метанообильности выемочных участков в зонах геологических нарушений /Д.В. Кузьмин, С.Н. Недвига // Уголь Украины. – 1988.– №6. – С. 32-33.
2. Денисенко В.П. О метанообильности очистных выработок в зонах малоамплитудной нарушенности пластов / В.П. Денисенко// Сб. науч. тр. Донб.гор.-мет. ин-та. – Алчевск: ДГМИ, 1998. – С. 61-64
3. Севастьянов А.В. Формирование полостей расслоения в горном массиве / А.В. Севастьянов, В.И. Сулаев, С.П. Григорьев // Сборник / ИГТМ НАН Украины. – Днепропетровск, 2005.– Вып. 55 : Геотехническая механика. – С.129-135.
4. Зенкович Л.М. Закономерности изменения фильтрационных свойств межпластовых толщ при дегазации подзащитных пластов скважинами / Л.М. Зенкович. – М.: ИПКОН АН СССР, 1985. – 105 с.
5. А.с. 1767196 А1 СССР, МКИ Е21Г 7/00. Способ прогноза метанообильности выемочных участков / В.П. Денисенко, Н.Г. Матвиенко, А.В. Шестопалов, Н.А. Денисенко. – № 4860563; заявл. 20.08.90; опубл. 07.01.1992, Бюл. №37. – 6 с.
6. Денисенко В.П. Вопросы совершенствования методики прогнозирования метанообильности шахт Донбасса / В.П. Денисенко // Вестник МАНЭБ / ИПЦ Донб. гор.-мет. ин-т – СПб: 2000. – вып. №2(26) – С. 94-95.

7. *Руководство по проектированию вентиляции угольных шахт.* – К.: Основа, 1994. – С.33-53.

8. *Пигида Г.Л. К вопросу о точности расчетного метода прогноза газообильности угольных шахт / Г.Л. Пигида, В.М. Бережной // Труды / МакНИИ. – М., 1969. – Т. XX : Вопросы безопасности в угольных шахтах. – С.44-53.*

9. *Денисенко В.П. Совершенствование методики прогнозирования метанообильности очистных выработок в условиях глубоких горизонтов шахт (на примере Северо-Западного Донбасса) / В.П. Денисенко // Сб. науч. тр. Донб. гор.-мет. ин-та. – Алчевск: ДГМИ, 2001. – Технология, механизация и автоматизация горных работ. – С. 100-115.*

*Канд. техн. наук, научн. сотр. Шевченко В.Г.
(ИГТМ НАН Украины, г. Днепропетровск, Украина)
Канд. техн. наук, доц.каф. ЭК и ИТ Смекалин Е.С.
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)*

ЗАКОНОМЕРНОСТИ ИЗМЕНЕНИЯ НАГРУЗКИ НА КОМПЛЕКСНО-МЕХАНИЗИРОВАННУЮ ЛАВУ ОТ УРОВНЯ КВАЛИФИКАЦИИ И УСТАЛОСТИ ГОРНОРАБОЧИХ

Розроблено алгоритм моделювання процесу виїмки вугілля комплексно-механізованим вибоєм з урахуванням параметрів, що характеризують кваліфікацію і втому гірників. Встановлено закономірності зміни показників ефективності процесу виїмки від рівня кваліфікації і втому гірників.

Приоритетным направлением развития технологии подземной угледобычи является совершенствование средств комплексно-механизированной очистной выемки угля. За последнее десятилетие разработан и внедрен на шахтах Украины целый ряд комплексов нового технического уровня. Однако при стабильности развития технологии и совершенствовании добычной техники резервы ее функционирования реализованы не полностью. Так, эксплуатационная производительность комплексов нового технического уровня в среднем составляет 40-50 % технической, а на отдельных шахтах и участках не превышает 25 %. Возникает проблема полной реализации технологического резерва комплексно-механизированной подземной угледобычи [1-3].

Одной из причин существенного различия в проектной и фактической производительности современных средств очистной выемки угля, является отсутствие методов расчета, позволяющих учитывать, как на стадии проектирования очистных комплексов, так и при их эксплуатации, влияние параметров, характеризующих квалификацию и усталость горнорабочих, на эффективность процесса добычи угля. Поэтому, разработка методов расчета и установление закономерностей изменения производительности комплексно-механизированных забоев от уровня квалификации и усталости машинистов, является актуальной научно-прикладной задачей. Решение подобного рода задачи позволит обоснованно выбирать рациональные параметры процессов добычи угля, как при эксплуатации очистных комплексов, так и на стадии их проектиро-

вания, и в конечном итоге приблизить эксплуатационные показатели работы комплексов к уровню запланированных, проектных значений.

Современная технология комплексно-механизированной подземной добычи угля предполагает функционирование подсистемы очистных работ посредством тесного взаимодействия бригады горнорабочих (ГРОЗ) и комплекса машин. В связи с многообразием основных и вспомогательных функций, выполняемых горнорабочими очистного забоя, процесс взаимодействия подсистем «человек» и «машина» целесообразно рассматривать как систему «звено ГРОЗ – комплекс машин». Так как существующие показатели эффективности не позволяют напрямую учесть влияние параметров данной системы на эффективность процессов, в качестве критерия, отражающего готовность системы «звено ГРОЗ – комплекс машин» к выполнению технологических операций добычи угля, необходимо использовать показатель - коэффициент готовности человеко-машинной системы $k_2^{чм}$, равный:

$$k_2^{чм} = k_2^м k_2^ч = \frac{t_p^м}{t_p^м + t_в^м} \times \frac{t_p^м + t_в^м}{t_p^м + t_в^м + t_в^ч} = \frac{t_p^м}{t_p^м + t_в^м + t_n}, \quad (1)$$

где $k_2^м$, $k_2^ч$ – коэффициенты готовности соотв. машины и человека;

$t_p^м$, $t_p^ч$, $t_в^м$, $t_в^ч$, – суммарное время работы и суммарное время восстановления соответственно машины и человека, мин; (так, в комплексной бригаде время работы человека равно суммарному времени работы машины и времени ее восстановления: $t_p^ч = t_p^м + t_в^м$; время восстановления человека равно регламентированному времени на отдых – t_n).

Время (скорость) выполнения рабочими технологических операций при выемке угля, определяется множеством факторов, к которым относятся: параметры, определяющие мотивацию и стимулирование рабочих (уровень заработной платы, карьерный рост, повышение квалификации, овладение навыками, приобретение новых знаний, повышение самооценки, одобрение коллектива, наследственность профессии, денежная премия, социальные гарантии со стороны государства и пр.); социально-психологические (квалификация, психологический настрой, темперамент, возраст, социальное положение, отношение к труду, климат в коллективе и пр.); производственно-экономические (уровень добычи, себестоимость, производительность труда и пр.).

Помимо данных параметров на процесс добычи угля оказывают влияние организационные факторы: суммарная продолжительность перерывов на отдых рабочих t_n , число перерывов на отдых n_n , нормативы

времени выполнения основных технологических операций (математическое ожидание и дисперсия при случайном характере параметров): управление комбайном, передвижка става конвейера, передвижка секций крепи, восстановление комбайна, конвейера, крепи, восстановление лавы при отказе по горным факторам, проведение регламентных перерывов.

Задача исследований состоит в учете динамики изменения времени выполнения горнорабочими основных технологических операций процесса выемки угля в течение добычной смены (учет влияния параметров, характеризующих уровень квалификации и усталости горнорабочих), установлении зависимостей между показателями эффективности процесса и параметрами, характеризующими уровень квалификации и усталости горнорабочих, и нахождении рациональных значений продолжительности и числа перерывов на отдых рабочих для каждого конкретного очистного забоя.

Время выполнения технологических операций рабочими T зависит от текущего времени смены t и к концу смены из-за снижения скорости реакции, усталости и прочих факторов данное время отлично от нормативного T_0 , т.е. время выполнения рабочими операций снижается (затухает) к концу смены. Априори предположим, что скорость изменения усталости рабочих $\frac{dY}{dt}$ в процессе добычи пропорциональна самому уровню усталости Y : $\frac{dY}{dt} = r_y Y$ (r_y - некоторый коэффициент пропорциональности). Если время выполнения рабочими операций прямо пропорционально уровню усталости, интегрируя, получаем: $T = C e^{tr}$. При наличии у рабочих определенного начального норматива выполнения операций $T_0 = C$, имеем:

$$T = T_0 e^{tr_y}, \quad (2)$$

где r_y – интегральный коэффициент, характеризующий готовность рабочего к выполнению технологических операций, зависящий от факторов, которые для каждого конкретного рабочего увеличивают либо снижают уровень усталости (мотивированность рабочих, их квалификация, опыт, принятая система стимулирования и пр.).

Для времени выполнения операций, в зависимости от уровня восстановления рабочими сил, по аналогии запишем:

$$T = T_0 e^{-t n r_s}, \quad (3)$$

где r_g – интегральный коэффициент, характеризующий способность рабочих восстанавливать силы, зависящий от возраста рабочего, его физических кондиций и прочих факторов, которые для каждого конкретного рабочего увеличивают либо снижают уровень восстановления сил.

С целью учета взаимосвязей в системе «звено ГРОЗ – очистной комплекс» и установления закономерностей функционирования такой системы, разработан алгоритм имитационной многофакторной модели процесса добычи угля [4], учитывающий, наряду с комплексом технологических, технических, горно-геологических, горнотехнических и организационных параметров, снижение времени выполнения рабочими основных технологических операций (управление комбайном, перемещение става конвейера, передвижка секций крепи, восстановление оборудования, проведение регламентированных перерывов, восстановления забоя по горным факторам) к концу смены, а также повышение уровня восстановления сил рабочими с увеличением числа и продолжительности перерывов на отдых. Оценка адекватности модели показала достаточную для проведения инженерных расчетов сходимость выходных показателей с фактическими показателями работы забоев шахт Западного Донбасса, абсолютное отклонение для которых не превысило 25 %.

Для условий разработки пологих пластов, характерных для забоев шахт Западного Донбасса, проведены аналитические исследования процесса выемки угля. Установлены зависимости выходных показателей процесса от коэффициентов r_y и r_g при широких диапазонах их варьирования (рис.1).

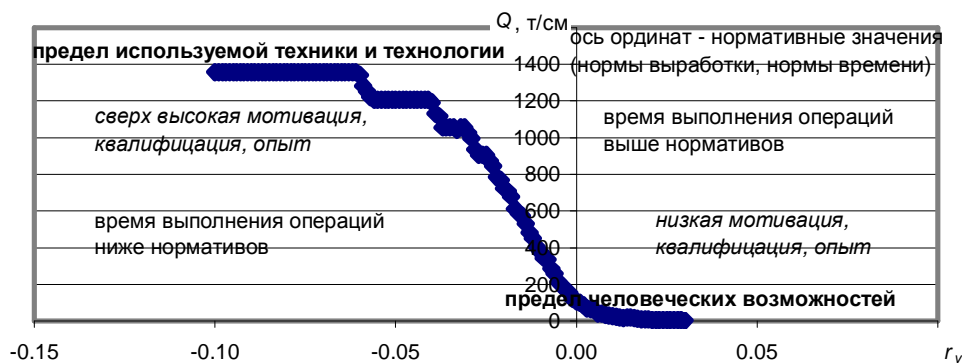
Как видно эффективность процесса обратно пропорциональна коэффициенту r_y и прямо пропорциональна r_g . Отношение данных параметров характеризует критерий рационального подбора рабочих очистного забоя:

$$k_{пр} = \frac{r_g}{r_y}. \quad (4)$$

На графике (рис. 1а) можно выделить характерные области, отражающие взаимосвязи системы «звено ГРОЗ – очистной комплекс». Так, ось ординат определяет существующие нормативы (нормы выработки, нормы времени) процесса добычи угля. В левой (относительно оси OY) плоскости лежит область, в которой время выполнения технологических операций человеком ниже нормативных значений, в правой плоскости – область, для которой характерно время выполнения операций превышающее нормативные значения. В левой области также находится пре-

дел эффективности процесса добычи угля для используемой техники и применяемой технологии. В правой области лежит предел человеческих возможностей по осуществлению операций технологии комплексно-механизированной добычи угля. Анализ графика на рис. 1б также указывает на существование предела для реализации физических возможностей горнорабочих, определяемого уровнем их квалификации, опыта, мотивированности и пр.

а)



б)

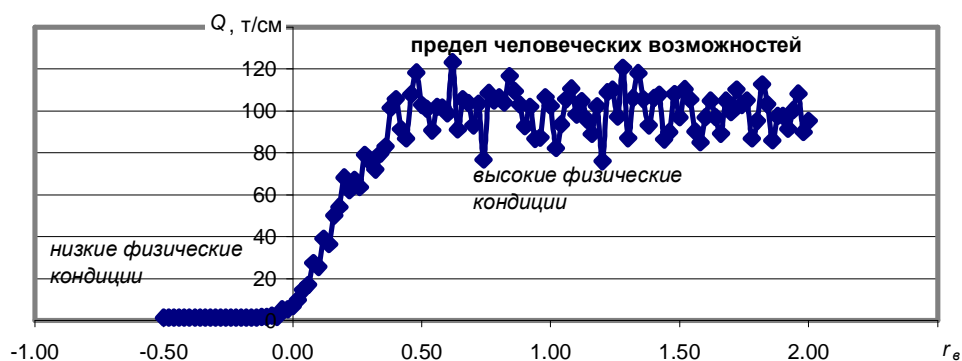


Рисунок 1 – Зависимость сменной производительности забоя от коэффициентов r_y (а) и r_e (б)

Установлена зависимость коэффициента готовности системы «звено ГРОЗ – очистной комплекс» от суммарной продолжительности перерывов на отдых рабочих (рис. 2).

Данная параболическая зависимость имеет экстремум, наличие которого объясняется тем фактом, что с одной стороны перерывы меньшей продолжительности увеличивают время цикла по выемки угля, с другой – снижают уровень восстановления рабочими сил, что при определенных r_y влечет к существенному увеличению времени выполне-

ния рабочими операций и, наоборот, увеличение продолжительности перерывов – уменьшает время цикла и увеличивает уровень восстановления рабочими сил, что приводит к сокращению времени выполнения ними операций до нормативных значений. Наличие экстремума указывает на существование оптимальной продолжительности перерыва на отдых рабочих в каждой конкретной лаве. Точка же экстремума зависит как от комплекса горнотехнических, горно-геологических и технологических факторов, так от индивидуальных особенностей рабочих, осуществляющих в данном забое добычу угля, выражаемых через интегральные коэффициенты r_y и r_g .

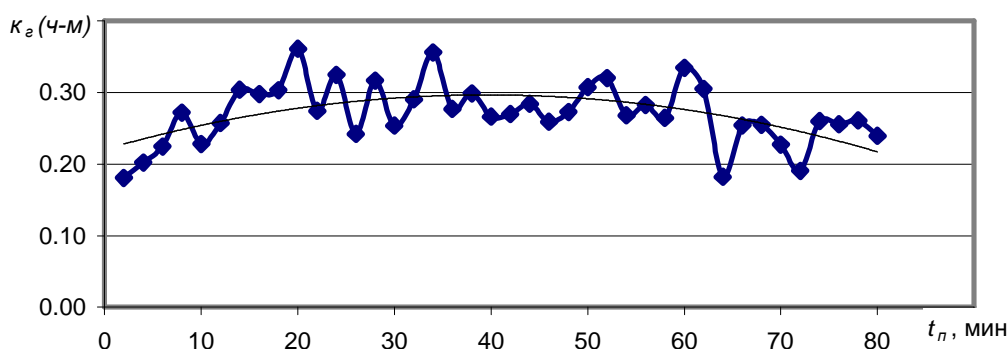


Рисунок 2 – Зависимость коэффициента готовности системы «звено ГРОЗ – очистной комплекс» от продолжительности перерывов на отдых

Проведенные исследования указали на тот факт, что зависимость выходных показателей процесса от продолжительности перерывов на отдых имеет нелинейный характер, который обуславливается влиянием на процесс добычи усталости и способности рабочих восстанавливать свои силы.

Практическое значение данного результата исследований состоит в нахождении оптимального значения продолжительности перерывов на отдых для каждого конкретного забоя с учетом влияния как горнотехнических, горно-геологических, технических и технологических факторов, так и индивидуальных особенностей рабочих, осуществляющих в нем добычу, учитываемых через интегральные коэффициенты r_y и r_g .

Так, для приведенного примера, при исходных значениях параметров, характерных для шахт Западного Донбасса, с увеличением суммарной продолжительности перерывов на отдых с 30 до 38 минут нагрузка на забой возрастет на 36 тонн в сутки, что позволит получить экономический эффект в сумме 2 млн. грн в год.

Установлены зависимости выходных показателей процесса добычи от числа перерывов на отдых n_n при их одинаковой суммарной продолжительности $t_n = const$. Зависимость коэффициента готовности системы «звено ГРОЗ – очистной комплекс» от числа перерывов на отдых рабочих, равномерно распределенных на временной оси, приведена на рис. 3.

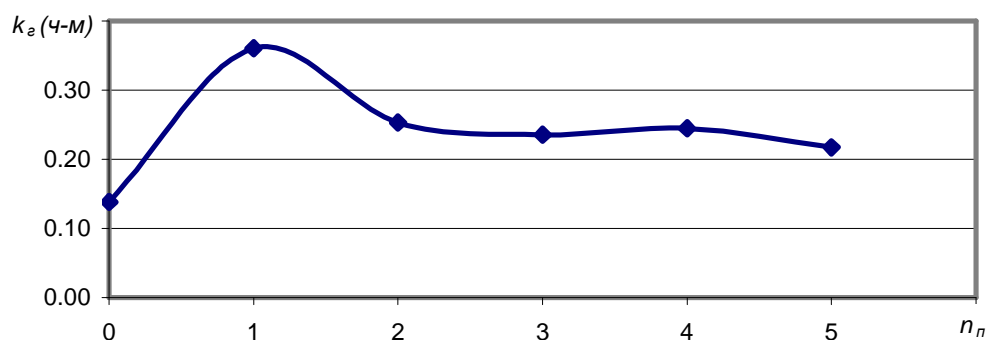


Рисунок 3 – Зависимость коэффициента готовности системы «звено ГРОЗ – очистной комплекс» от числа перерывов на отдых рабочих при их одинаковой суммарной продолжительности

Анализ зависимости указывает на существование единственного максимального значения. Присутствие экстремума объясняется тем, что рабочим в течение смены необходим хотя бы один перерыв для восстановления сил. С другой стороны, увеличение числа перерывов негативно отражается на машинной подсистеме, что связано с надежностью оборудования, – для машин сокращается промежуток времени t_i , который, при их определенном уровне надежности, может быть потенциально использован для добычи угля:

$$t_i = \frac{T_{см} - T_{пз} - t_{п}}{n_n + 1}, \quad i = 1..n+1, \quad (5)$$

где $T_{см}$ – продолжительность смены, мин; $T_{пз}$ – продолжительность подготовительно-заключительных операций, мин.

Для определения коэффициентов r_y и r_g , которые относятся к основным технологическим операциям процесса выемки угля и оказывают доминирующее влияние на показатели эффективности процесса, проведен полный факторный эксперимент. Диапазоны варьирования r_y и r_g изменялись в пределах значений данных коэффициентов, определенных

для шахт Западного Донбасса (от 0 до 0,2). Статистическая оценка достоверности результатов подтвердила адекватность описания поверхностей откликов полиномом 1-й степени (F -критерий Фишера) и значимость всех факторов в линейном уравнении регрессии (t -критерий Стьюдента). График интенсивности влияния факторов на сменную производительность забоя приведен на рис. 4 (факторы, оказывающие негативное влияние на функцию отклика выделены темным оттенком; уровень значимости ограничен прямой; ось OY - уровень значимости факторов). Для факторов введены следующие обозначения: X1, X2 - r_y и r_θ перемещения комбайна; X3, X4 - r_y и r_θ передвижки крепи; X5, X6 - r_y и r_θ восстановления комбайна; X7, X8 - r_y и r_θ восстановления крепи; X9, X10 - r_y и r_θ проведения регламентных перерывов; X11, X12 - r_y и r_θ восстановления забоя по горным факторам.

Q

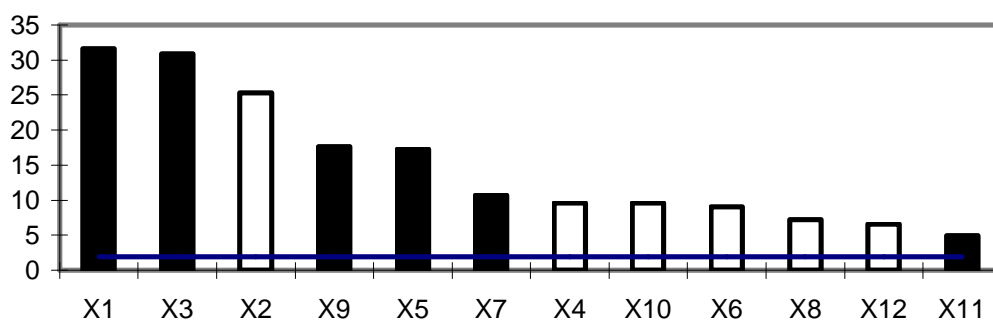


Рисунок 4 – Интенсивность влияния коэффициентов r_y и r_θ основных технологических операций на сменную производительность очистного забоя

Анализ результатов свидетельствует о доминирующем влиянии на эффективность процесса факторов X1, X3, X2, X9, X5 и X7. Данные параметры, за исключением X2, характеризуют готовность рабочих к выполнению операций в течение смены. Значимость прочих факторов ниже, данные факторы X10, X6, X4, X8, X12 характеризуют способность рабочих восстанавливать силы. Анализ результатов позволяет сделать вывод о существенно большем влиянии на эффективность добычи угля таких способностей человека как опыт, квалификация, мотивированность, уровень стимулирования и о меньшем влиянии факторов, характеризующих возраст и физические кондиции рабочих. Из результатов исследований также следует, что факторы, относящиеся к таким технологическим операциям как управление комбайном и передвижка секций

крепи являются наиболее важными с точки зрения требований к квалификации, опыту и физическим кондициям горнорабочих.

Проведенные исследования позволяют сделать следующие выводы:

1. Разработанный алгоритм моделирования процесса комплексно-механизированной выемки угля, учитывает динамику изменения времени выполнения горнорабочими основных технологических операций в течение добычной смены в зависимости от уровня готовности горнорабочих к выполнению технологических операций и способности восстанавливать силы, и позволяет давать количественную оценку влияния на производительность комплексно-механизированных очистных забоев параметров, характеризующих квалификацию и усталость горнорабочих.

2. Производительность процесса комплексно-механизированной выемки угля Q монотонно снижается с уменьшением коэффициента r_y , характеризующего уровень готовности горнорабочих к выполнению технологических операций, и монотонно возрастает с ростом коэффициента r_g , характеризующего способность горнорабочих восстанавливать силы, отношение данных коэффициентов характеризует критерий рационального подбора рабочих комплексно-механизированного очистного забоя. Графики зависимостей $Q = f(r_y)$, $Q = f(r_g)$ имеют асимптоты, определяемые с одной стороны пределом человеческих возможностей, с другой – возможностями применяемой техники и технологии.

3. Сменная производительность процесса комплексно-механизированной выемки угля, определяемая коэффициентом готовности системы «звено ГРОЗ – очистной комплекс», находится в зависимости параболического вида от числа и продолжительности перерывов на отдых рабочих, при этом экстремальное значение производительности обуславливается соотношением интегральных коэффициентов, характеризующих готовность рабочих к выполнению технологических операций и способность рабочих восстанавливать силы.

4. Сменная производительность комплексно-механизированного забоя определяется совместным влиянием параметров, характеризующих готовность горнорабочих к выполнению основных технологических операций и способность восстанавливать силы. При этом доминирующее влияние на производительность забоя оказывают факторы, характеризующие готовность машинистов комбайна и крепи к выполнению технологических операций (квалификация, опыт, мотивированность); в меньшей степени производительность определяется факторами, характеризующими способность рабочих восстанавливать силы (возраст и физические кондиции).

5. Основные научно-технические и научно-организационные принципы совершенствования комплексно-механизированной техноло-

гии угледобычи заключаются в дифференцированном подборе кадров, основанном на выявлении «узких» мест в процессе добычи угля, описываемом как сложная человеко-машинная система, с учетом влияния параметров квалификации и усталости машинистов; усовершенствовании системы материального стимулирования, в которой тарифные ставки и размеры премий должны напрямую зависеть от степени влияния индивидуальных особенностей каждого из рабочих на эффективность процессов добычи; и в механизации основных процессов перемещения горнорабочих в пределах выемочного участка.

Разработан алгоритм моделирования процесса выемки угля комплексно-механизированным забоем с учетом параметров, характеризующих квалификацию и усталость горнорабочих. Установлены закономерности изменения показателей эффективности процесса выемки от уровня квалификации и усталости горнорабочих.

The algorithm of simulation of process of fully-mechanized mining with allowance for of parameters of proficiency and a fatigue of the colliers is designed. Are established of regularity of change of parameters of efficiency of process of coal winning from a state of proficiency and a fatigue of the colliers.

Библиографический список.

1. Сургай Н.С., Виноградов В.В., Кияшко Ю.И. О готовности шахт к применению оборудования нового технического уровня // Уголь Украины. – 2001. № 7. – С. 3-5.

2. Косарев В.В. Создание нового горно-шахтного оборудования для технического переоснащения угольных шахт // Уголь Украины. – 2006. № 1. – С. 28-29.

3. О необходимости реализации технологических резервов шахт / Н.С. Сургай, Ю.И. Кияшко, В.В. Косарев, А.И. Коваль // Уголь Украины. – 2005. № 2. – С. 9-10.

4. Шевченко В.Г. Разработка и реализация имитационной модели технологических процессов добычи угля из тонких пологих пластов // Науковий вісник Національного гірничого університету / НГУ. - Дніпропетровськ. - 2003. - № 7. – С. 6-10.

*Ст. преп. Погорелов Р.Н.
(ДонГТУ, г. Алчевск. Украина)*

СРАВНИТЕЛЬНЫЙ АНАЛИЗ МЕТОДОВ ОПРЕДЕЛЕНИЯ СОСТАВА ВОДЫ

У статті проаналізовані і приведені деякі зведення про методи аналізу фізичного і хімічного складу води.

Проблема и ее связь с научными и практическими задачами

Значение воды, используемой в различных сферах народного хозяйства, трудно переоценить. Основным показателем, определяющим пригодность воды в каждом конкретном случае, является состав и концентрация содержащихся в ней примесей. Исходя из этого требования, предъявляемые к воде, определяются целевым назначением. Так, например, для оценки воды, используемой для паросилового хозяйства, в большинстве случаев достаточно определить следующие показатели [1]:

- общую жесткость (0,003-0,35мг-экв/л);
- щелочность (25-50мг/л, NaOH);
- содержание кислорода (0,01-1мг/л);
- содержание соединений Na, Cu, Mg, Fe, Ca (0,005-0,02мг/л);
- содержание кремниевой кислоты (0,02мг/л);
- pH (7-8,5);
- содержание нитратов и нитритов (0,02мг/л);
- содержание смазочных масел (0,02мг/л).

Постановка задачи

Определение физического и химического состава воды является важной задачей, определяющей пригодность воды для тех или иных целей.

Анализ исследований и публикаций

В настоящее время известно достаточно большое количество методов и устройств для определения химического и физического состава воды [2-6].

Наиболее проработаны химические методы анализа. Они позволяют определять достаточно большое количество показателей:

- общую жесткость;
- наличие химических элементов и соединений;
- некоторые физические показатели.

Наиболее часто применяемым является индикаторный метод. При его использовании в исследуемый образец добавляют набор определен-

ных реактивов, затем по изменению цвета или появлению осадка судят о наличии и количестве вещества (примеси или химического элемента).

Преимуществом такого метода является его относительная простота: для проведения анализа требуется наличие реактивов, химической посуды, небольшого набора оборудования (нагревателя, сушильного шкафа, водоструйного насоса, термометра химического, прибора для перегонки, и т.д.), а также таблиц и номограмм для расчета.

Недостатками индикаторного метода являются:

- зависимость точности результатов от качества реактивов, точности приготовления растворов и субъективных факторов;
- наличие в пробе посторонних химических соединений (в частности – восстановителей).

Если качество реактивов и точность приготовления растворов можно обеспечить, то исключить влияние субъективного фактора очень сложно. Это объясняется тем, что зрительные возможности и внимательность каждого человека различные. В связи с этим, о высокой точности индикаторного метода говорить сложно.

Колориметрический метод, заключающийся в оценке количества осадка, обладает теми же недостатками, что и индикаторный.

Несмотря на то, что многие из химических методов сами по себе достаточно просты, для их реализации требуется наличие дополнительных ресурсов: обученного персонала, оборудованных помещений (в частности для хранения химических реактивов). Кроме того, химический анализ проводится в статическом режиме и требует определенных затрат времени.

Наряду с химическими, применяются физические и физико-химические методы анализа [2-6]. К наиболее распространенным следует отнести: спектральный, акустический, фотометрический методы. Достоинством этих методов является высокая точность измерений. Однако только спектральный метод позволяет проводить количественный анализ состава воды с высокой точностью. Акустический и фотометрический методы позволяют произвести в основном качественный анализ. Последние два метода используются для измерения плотности, мутности и наличия примеси.

Общим недостатком физических методов является:

- дороговизна оборудования (и связанные с этим большие эксплуатационные затраты);
- потребность в высококвалифицированном персонале;
- статический режим измерения.

Изложение материала и результаты

В таблице 1 приведены сведения о различных методах анализа воды.

Таблица 1 – Методы анализа воды

Метод	Минимальная фиксируемая концентрация примесей	Погрешность измерений, %	Приборы
1	2	3	4
Спектрофотометрия	10^{-5} - 10^{-6} моль/дм ³	0,88-1,76	Спектрофотометр
Фотоколориметрия	10^{-5} - 10^{-6} моль/ дм ³	0,1-0,5	Фотоэлектрический колориметр
Нефелометрический	0,0014-0,01 мг/см ³		Нефелометр
Эмиссионная спектроскопия	0,1-0,0001%	0,1-0,5	Кварцевый спектрограф, стилоскоп
Абсорбционная фотометрия пламени*	0,002 мкг/см ³	2- 4	Спектрофотометр
Эмиссионная фотометрия пламени*	0,0002 - 10^{-7} мкг/см ³	2- 4	Эмиссионный пламенный фотометр
Кинетический	10^{-5} - 10^{-8} г/см ³	7	Фотоэлектрический колориметр
Полярография	10^{-2} моль/дм ³	2	Полярограф
Титрование	10^{-2} - 10^{-5} моль/ дм ³	2	Установки для титрования
Радиометрический	0,1 моль/ дм ³	до 10	Торцовый счетчик
Хроматография	2 мг/см ³	до 10	Хроматографическая колонна

* - Некоторые химические элементы не определяются

Выводы и направления дальнейших исследований

В большинстве случаев, измерения желательнее проводить в потоке, так как свойства воды изменяются постоянно (кроме случаев с применением накопителей). Такой режим позволит оперативно реагировать на изменение состава воды и перестраивать службу водоподготовки. Исходя из этих соображений, статические методы анализа не подходят для этой цели. Кроме того, желательнее, чтобы затраты на проведение анализа были минимальными, а оборудование – простым и надежным. Особенно важны эти требования для небольших предприятий, так как точный и дешевый анализ позволит сэкономить средства за счет снижения затрат на водоподготовку.

Окончательно можно говорить о том, что в настоящее время вопрос оперативного анализа химико-физического состава воды проработан недостаточно. Поэтому существует необходимость в разработке таких методов и аппаратных решений для анализа состава воды, которые обеспечивали бы измерение заданных показателей с приемлемой точностью, причем измерения должны производиться в потоке с минимальными затратами времени, материальных и других ресурсов.

В статье проанализированы и приведены некоторые сведения о методах анализа физического и химического состава воды.

There are some information about the methods of analysis of physical and chemical water composition.

Библиографический список

1. Кульский Л.А. Основы химии и технологии воды. – К.: Наукова думка 1991. – 566с.
2. Лурье Ю.Ю., Рыбникова А.И. Химический анализ производственных сточных вод. - М.: Химия 1966. – 366с.
3. Бабко А.К., Пилипенко А.Т., Пятницкий И.В., Рябушко О.П. Физико-химические методы анализа, Изд. «Высшая школа», 1968.
4. Ляликов Ю.С., Физико-химические методы анализа, Госхимиздат, 1960.
5. Физические методы анализа следов элементов, под ред. Алимарина И.П., Изд. «Мир», 1967.
6. Физические методы исследования и свойства неорганических соединений, пер. с англ. Варгафтика М.Н., под ред. Дяткиной М.Е.

*Аспирант Касьян С.И.
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)*

ИССЛЕДОВАНИЕ ВЛИЯНИЯ СПОСОБОВ УПРОЧНЕНИЯ ГОРНЫХ ПОРОД НА СОСТОЯНИЕ КРОВЛИ В ОКРЕСТНОСТИ СОПРЯЖЕНИЯ ПОВТОРНО ИСПОЛЬЗУЕМОЙ ВЫРАБОТКИ С ЛАВОЙ

Досліджений вплив способів зміцнення гірських порід, а також величини розкриття тріщин, на стан покрівлі в околиці сполучень лав з виробками, що повторно використовуються, побудовані графіки зміни еквівалентних напруг по довжині виробок від впливу лав.

Проблема и связь с научными и практическими задачами.

Для повышения уровня безопасности работ на угольных шахтах, а также для увеличения объемов добычи угля, огромное значение необходимо уделять состоянию кровли на сопряжениях лав с примыкающими к очистным забоям выработкам, особенно, если эта выработка повторно используется. Актуальность вопроса выбора способа упрочнения обусловлена, не только надежностью, но и экономичностью способа.

Анализ исследований и публикаций.

На состояние подготовительной выработки оказывает влияние работа лав, особенно если это выработка поддерживается после прохода первой лавы для повторного её использования. На основе шахтных исследований установлено, что выемочный штрек испытывает изменение геомеханической обстановки в шести зонах [1], начиная от влияния проходческого забоя и поддержания выработки в массиве вне зоны влияния очистных работ и заканчивая зоной динамических проявлений опорного давления и стабилизировавшегося горного давления позади второй лавы. Нарушенность пород, их разрушение, определяют зоны возможного образования вывалов на концевых участках лав [2]. Для обоснования параметров технологий упрочнения пород необходимо исследовать изменение напряжений, разрушение кровли вокруг выработки и, непосредственно, на сопряжении лавы. В качестве упрочнения массивов пород может применяться как анкерование [3], так и нагнетание скрепляющих составов [4], которое на шахтах получило наибольшее распространение [5].

Наша задача исследовать влияние способов упрочнения горных пород на состояние кровли в окрестности сопряжений лав с повторно используемой выработкой, которое изучено в недостаточной степени.

Постановка задачи.

Исследовать влияние различной трещиноватости, типа анкеров, разновидность скрепляющих составов на напряженно-деформированное состояние повторно используемой выработки и устойчивость кровли методом конечных элементов.

Изложение материала и его результаты.

Для исследования влияния ширины раскрытия трещин (2мм; 10 мм), типа анкеров (клиновые анкеры; анкеры, закрепленные по всей длине шпура, т.е. химическое анкерование), разновидностей скрепляющих составов (полиуретановых, модуль упругости $E=20$ МПа; карбамидных $E=200$ МПа; магнезиальных $E=3000$ МПа) и влияния опорного давления лав, были составлены 10 моделей методом конечных элементов.

Каждая из 10 моделей представляет собой горный массив, представленный 52000 объемными элементами, в котором проведена подготовительная выработка шириной 5 м и высотой 3,4 м, по пласту мощностью 1 м, со смешанной подрывкой боковых пород. Охрана выработки осуществляется железобетонными тумбами с целью повторного использования выработки; расстояние между лавами 500 м. Размеры модели следующие: вдоль выработки 1110 м, вдоль лав 395 м, глубина разработки пласта 580 м, от поверхности до граничных элементов модели 926 м. В боках выработки смоделированы трещины с раскрытием 2 мм в одних и 10 мм в других моделях, параллельно выработке. Трещины в некоторых моделях незаполненные, а в некоторых заполнены элементами с модулями упругости 1 МПа (имитирование пустоты трещин); 20 МПа; 200 МПа; и 3000 МПа (имитирование скрепляющих составов). Четыре модели составлены с анкерованием кровли, где анкеры представлены как в виде одного стержня (клиновые анкеры), так и в виде составного стержня (химическое анкерование).

Анализировались изополя эквивалентных напряжений, в зависимости от расстояния до опережающей и отстающей лав, а также на различных расстояниях от боков выработки, а именно 0,2 м; 1,2 м и 2,2 м по обе стороны от выработки. В таблице 1 приведены данные о эквивалентных напряжениях в кровле на расстоянии 0,5 м впереди отстающей лавы.

Таблица 1 - Результаты изменения эквивалентных напряжений в кровле на расстоянии 0,5 м впереди отстающей лавы в зависимости от раскрытия трещин и расстояния от стенки выработки

раскрытие трещин, мм	Эквивалентные напряжения при заполнителях трещин с модулями упругости, МПа											
	E=1,0			E=20,0			E=200,0			E=3000,0		
	расстояния от выработки вдоль лавы, м											
	0,2	1,2	2,2	0,2	1,2	2,2	0,2	1,2	2,2	0,2	1,2	2,2
2	4,5	11,0	6,8	2,7	1,8	-5,0	3,0	-4,7	-8,5	3,4	-6,2	-9,0
10	5,7	13,0	8,4	2,9	8,2	3,1	2,5	-0,7	-3,3	3,3	-5,7	-4,6

Так, при исследовании влияния раскрытия трещин на напряженное состояние вокруг подготовительной выработки выявлено, что если трещина не заполнена связующими составами, величины эквивалентных напряжений одинакова при трещинах 2 и 10 мм, на равнозначных участках. При заполненных трещинах ширина раскрытия трещин влияет на величины напряжений следующим образом: при заполнителе трещин имитирующем пустоту (E=1МПа) и полиуретановых заполнителях (E=20 МПа) величины напряжений моделей с 2 мм трещинами меньше, чем напряжения у моделей с 10 мм трещинами, а при карбамидных и магнезиальных заполнителях (200 МПа; 3000 МПа) уже наблюдается противоположная картина, т.е. у моделей с 2 мм трещинами величины напряжений больше, чем напряжения у моделей с 10 мм трещинами.

На рисунке 1 показано распределение эквивалентных напряжений в кровле, упрочненной анкерами на расстоянии 0,2 м от стенки выработки при различных расстояниях от лавы.

Максимальные напряжения отмечены на расстояниях 0,5 м перед и 0,5 м за линией очистного забоя, со значениями от 4,5 до 15,3 МПа, которые больше предела прочности пород кровли на растяжение, что свидетельствует о возможном вывалообразовании в этих местах.

Далее рассмотрены изменения эквивалентных напряжений в элементах на расстоянии 1,2 м от выработки со стороны отстающей лавы (рисунок 2). Величины эквивалентных напряжений по мере приближения к лаве начали повышаться на расстоянии 5 м впереди лавы, а на расстоянии 0,5 м до линии очистного забоя, величины составляли 11,8 – 13,4 МПа, после чего произошел спад напряжений, что также может свидетельствовать о том, что возможно произойдет вывалообразование в кровле.

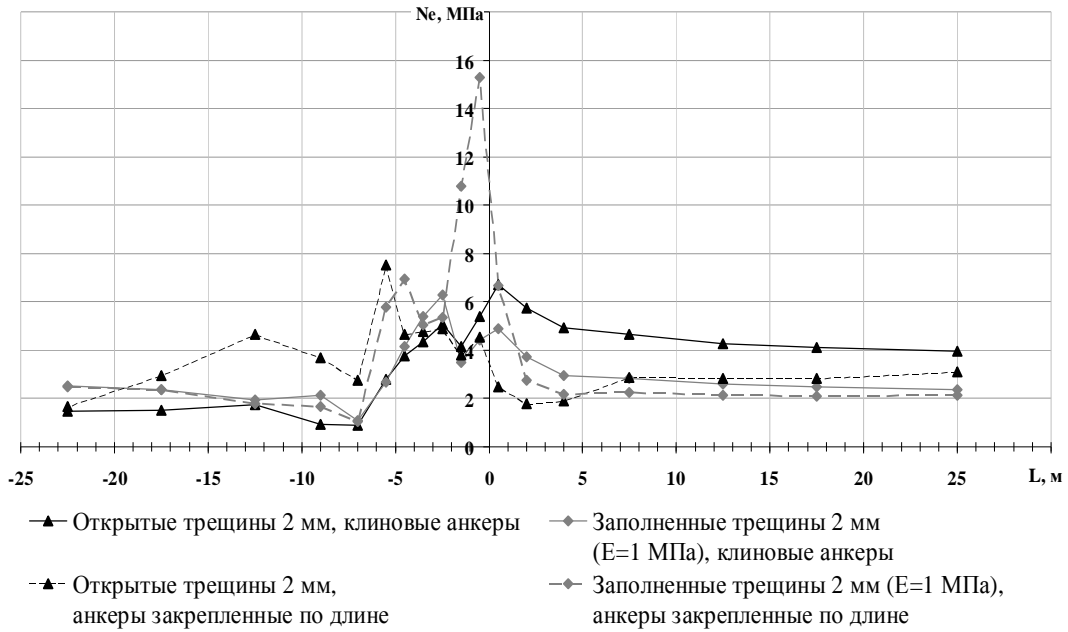


Рисунок 1 – График изменения эквивалентных напряжений в кровле, упрочненной анкерами, в зависимости от расстояния до лавы, и на расстоянии 0,2 м от выработки

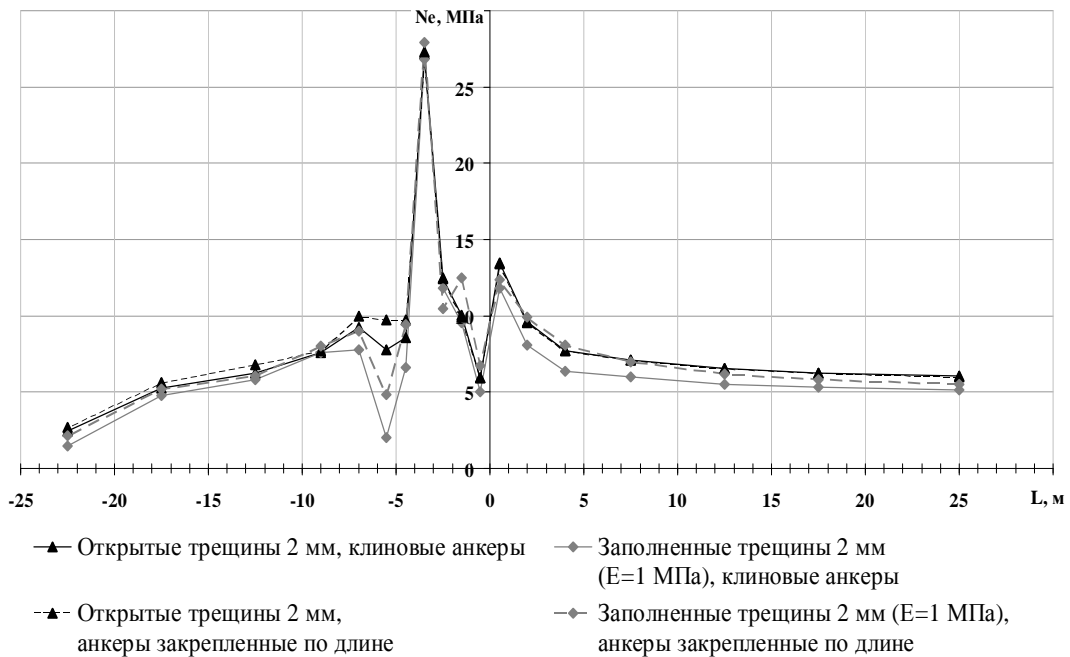


Рисунок 2 – График изменения эквивалентных напряжений в кровле, упрочненной анкерами, в зависимости от расстояния до лавы, и на расстоянии 1,2 м от выработки

Последние из рассмотренных элементов находятся на расстоянии 2,2 м от выработки со стороны отстающей лавы (рисунок 3). Эквивалентные напряжения увеличиваться начали на расстоянии 5 м впереди лавы от 6,8 до 8,9 МПа, и на линии забоя достигали 13,4 МПа, которые также больше предела прочности пород на растяжение.

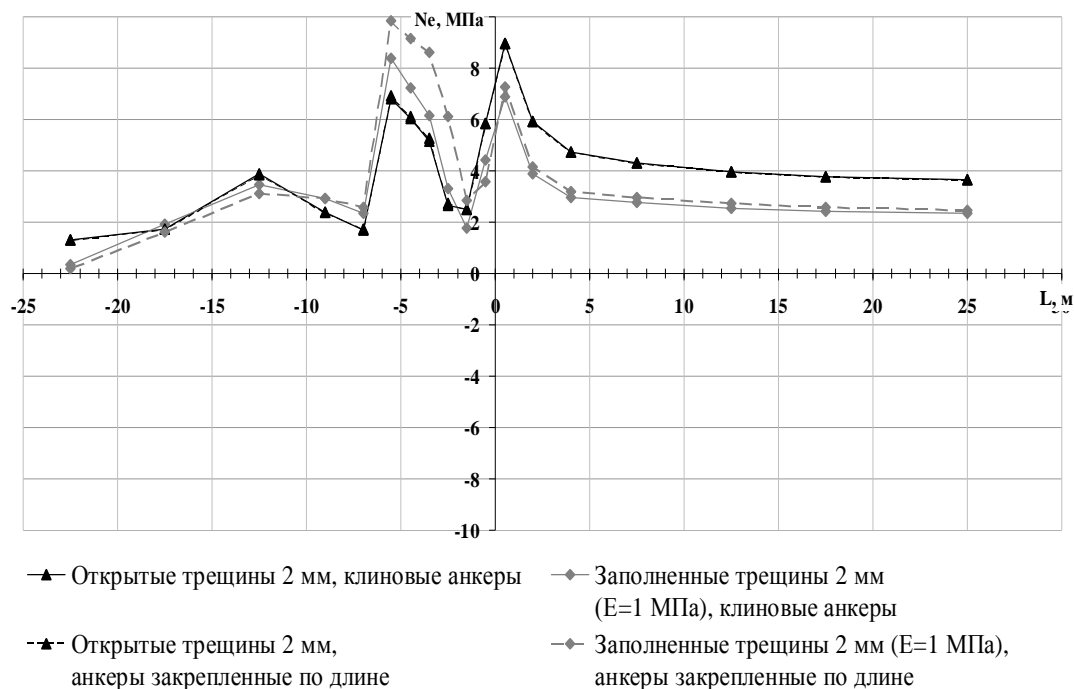


Рисунок 3 – График изменения эквивалентных напряжений в кровле, упрочненной анкерами, в зависимости от расстояния до лавы, и на расстоянии 2,2 м от выработки

Согласно анализу эквивалентных напряжений по длине выработки на расстояниях от выработки с 0,2 м до 2,2 м можно сделать вывод, что на расстоянии 0,2 м от выработки эквивалентные напряжения равны 4,5 МПа, на расстоянии 1,2 м они увеличиваются до 13,4 МПа, при 2,2 метровом удалении от выработки эквивалентные напряжения уменьшаются до 8,9 МПа.

Если при выборе анкера руководствоваться напряженно-деформированным состоянием моделей, то можно сделать вывод, что клиновые анкеры позволяют снизить напряжение в кровле на линии очистного забоя на величину от 0,4 МПа до 1,8 МПа, относительно анкеров закрепленных по длине, что составляет от 4 до 27 % от максимального значения напряжения.

После изучения напряженного состояния массива в моделях с анкерованием, составлены и изучены модели массива упрочненного нагнетанием скрепляющих составов.

Так, на расстоянии 0,2 м от выработки со стороны отстающей лавы (рисунок 4) эквивалентные напряжения в моделях с нагнетанием скрепляющих составов, начали увеличиваться на расстоянии 5 м до линии очистного забоя и на расстоянии 0,5 м достигли 3,4 МПа, которые меньше либо равны пределу прочности пород кровли на растяжения, после чего напряжения стали уменьшаться, и лишь над крепью, т.е. на расстоянии 2,5 м за линией очистного забоя, произошел резкий скачок растягивающих напряжений, который уже не имеет весомого значения, т.к. за лавой выработка погашается.

При удалении от выработки на расстоянии 1,2 м эквивалентные растягивающие напряжения перед лавой сменились сжимающими (рисунок 5), величина которых не превышает 6,2 МПа и только после прохода лавы появляются растягивающие напряжения, которые на расстоянии 2 м за линией очистного забоя вырастают до значения 9,8 МПа.

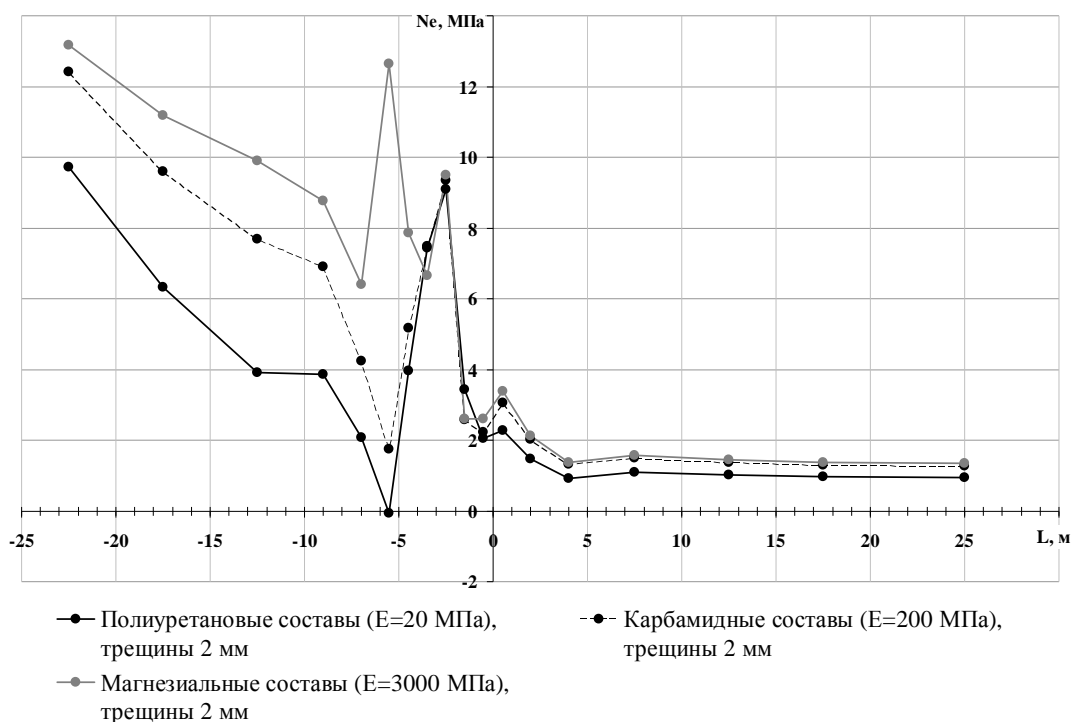


Рисунок 4 – График изменения эквивалентных напряжений в кровле, упрочненной скрепляющими составами, в зависимости от расстояния до лавы, и на расстоянии 0,2 м от выработки

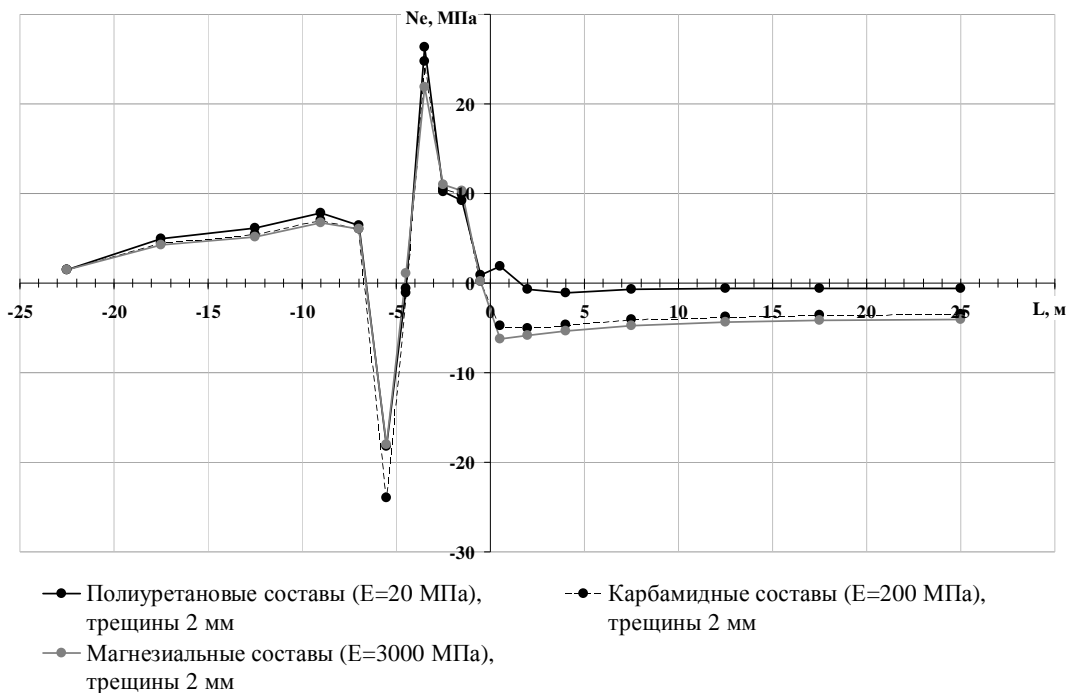


Рисунок 5 – График изменения эквивалентных напряжений в кровле, упрочненной скрепляющими составами, в зависимости от расстояния до лавы, и на расстоянии 1,2 м от выработки

На расстоянии 2,2 м от выработки эквивалентные сжимающие напряжения перед лавой увеличились, до величины 9 МПа (рисунок б), а после прохода лавы появились растягивающие напряжения, которые на расстоянии 1,5 м за линией очистного забоя выросли до значения 4 МПа.

После анализа эквивалентных напряжений в моделях с нагнетанием скрепляющих составов можно сделать вывод, что величины напряжений до линии очистного забоя отстающей лавы не превышают: растягивающие 3,4 МПа; сжимающие 9 МПа, что меньше предела прочности пород, и соответственно вывалообразования пород не будет. Причем выяснено, что при увеличении модуля упругости скрепляющих составов увеличиваются и эквивалентные напряжения.

По мере удаления от выработки на расстоянии от 0,2 м до 2,2 м, наблюдается тенденция смены растягивающих напряжений сжимающими, так на расстоянии 0,2 м от выработки все эквивалентные напряжения, до линии очистного забоя, принимают положительные значения, на расстоянии 1,2 м большая часть исследуемых напряжений уже отрицательная, т.е. сжимающие, ну а при 2,2 метровом удалении от выработки все эквивалентные напряжения становятся сжимающими.

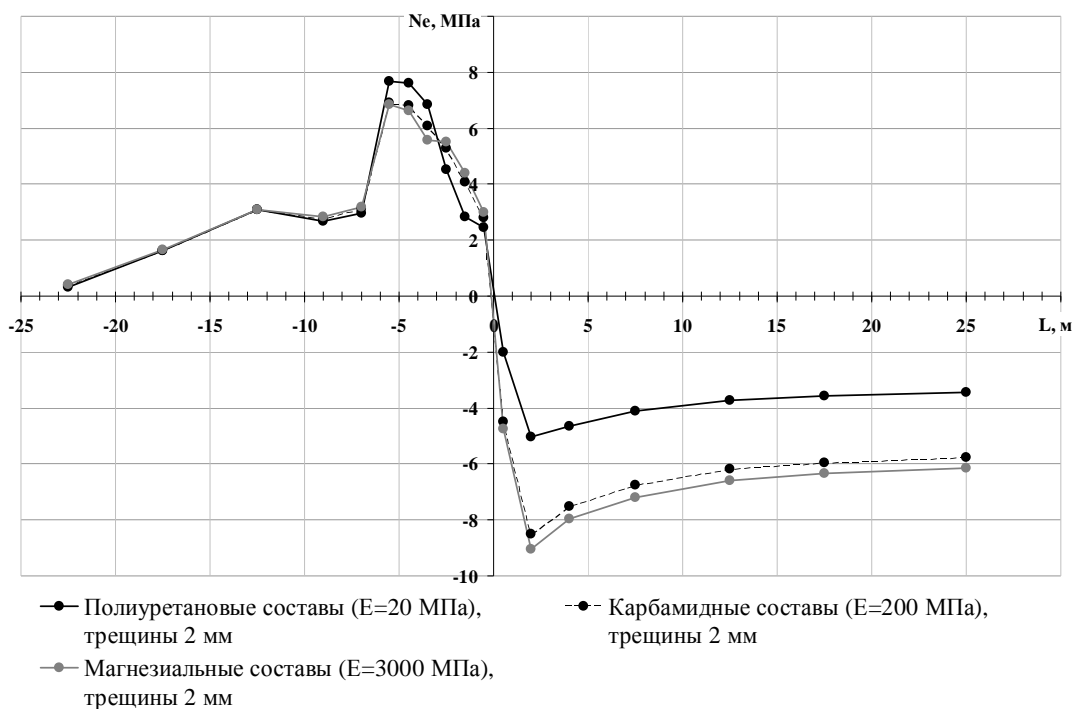


Рисунок 6 – График изменения эквивалентных напряжений в кровле, упрочненной скрепляющими составами, в зависимости от расстояния до лавы, и на расстоянии 2,2 м от выработки

В результате исследований установлено, что величина эквивалентных напряжений не зависит от ширины раскрытия не заполненной, связующими составами, трещины. При заполненных трещинах ширина раскрытия трещин влияет на величины напряжений следующим образом: при заполнителе трещин имитирующем пустоту ($E=1$ МПа) и полиуретановых заполнителях ($E=20$ МПа) величины напряжений моделей с 2 мм трещинами меньше, чем напряжения у моделей с 10 мм трещинами, а при карбамидных и магниезиальных заполнителях (200 МПа; 3000 МПа) уже наблюдается противоположная картина, т.е. у моделей с 2 мм трещинами величины напряжений больше, чем напряжения у моделей с 10 мм трещинами.

Из анализа моделей с анкерованием кровли видно, что величины эквивалентных растягивающих напряжений колеблются в пределах от 4,5 МПа, до 13,4 МПа, в зависимости от расстояния до выработки, а максимальные величины эквивалентных напряжений в моделях упрочненных нагнетанием скрепляющих составов составляют: растягивающие 3,4 МПа; сжимающие 9 МПа, что меньше напряжений при анкеровании кровли. Таким образом, упрочненная составами кровля устойчива.

Для обоснования параметров технологии упрочнения скрепляющими составами необходимо изучить проницаемость, трещинную пустотность кровли вокруг повторно используемой выработки.

Influence of methods of consolidating of mountain breeds, and also sizes of opening of cracks, on the state of roof in neighbouring of interfaces of lavas with the repeatedly used making is explored, the graphs of change of equivalent tensions on length of making from influencing of lavas are built.

Исследовано влияние способов упрочнения горных пород, а также величины раскрытия трещин, на состояние кровли в окрестности сопряжений лав с повторно используемой выработкой, построены графики изменения эквивалентных напряжений по длине выработки от влияния лав.

Библиографический список.

1. Ткачев В.А. Комплексная оценка влияния горно-геологических и горнотехнических факторов на устойчивость подготовительных выработок / В.А. Ткачев, А.А. Хворост // Состояние и перспективы развития восточного Донбасса: в 2 ч. Сб. научн. тр. ЮРГТУ. – Новочеркасск, 2001. – Ч. 1. – С 78 – 107.

2. Касьян С.И. Исследование напряжено-деформированного состояния массива горных пород вокруг повторно используемой выработки / С.И. Касьян // Сборник научных трудов ДГМИ. – Алчевск, 2005. – Вып. 19. – С. 123 – 131.

3. Ренев А.А. Повышение устойчивости и надежности поддержания горных выработок с помощью анкерных крепей. / А.А. Ренев, С.А. Толмачев, Н.Б. Ковалёв // Совершенствование технологических процессов при разработке месторождений полезных ископаемых: Материалы конференции, посвященной 70-летию со дня рождения В.В. Егошина, Кемерово, 19 июля, 2001. Кемерово, 2001. – С. 31-34.

4. Черняк И.Л. Управление состоянием массива горных пород: учебн. для вузов / И.Л. Черняк, С.А. Ярунин. – М.: Недра, 1995. – 395 с.

5. Герасимов В.М. Технология упрочнения горных пород полиуретановыми смолами на шахтах Кузбасса / В.М. Герасимов, К.А. Зырянов, В.В. Синельников, Ю.А. Златицкая // Безопас. труда в пром-сти. – 2004. – № 5. – С. 17 – 19.

МЕТАЛУРГИЯ

*Докт. техн. наук, профессор Петрушов С.Н.
Канд. техн. наук, доцент Русанов И.Ф.
Канд. физ-мат. наук доцент, Русанова Н.И.
Инженер Петрушов Д.С.
(ДонГТУ, Алчевск, Украина)
инженер Роцин Б.А.
(ООО “Промбрикет”, г. Дружковка, Украина)*

АНАЛИЗ ПОТЕРЬ МАССЫ СТАЛЬНОЙ СТРУЖКИ В ПРОЦЕССЕ ЕЕ БРИКЕТИРОВАНИЯ

Наведено результати визначення втрат маси сталеві стружки в ході її брикетування, які викликані видаленням вологи зі стружки й втратами при механічній її переробці.

Проблема и ее связь с научными и практическими задачами.

В последние годы, с целью уменьшения дефицита металлолома черных металлов, организован ряд малых предприятий по брикетированию стальной стружки. Однако, освоив технологию брикетирования стружки, предприятия столкнулись с проблемой - при брикетировании возникают потери массы стружки, которых на первый взгляд быть не должно.

Наличие необъясненных потерь стружки при ее брикетировании и отсутствие их учета осложняют и искажают финансово-экономическую деятельность предприятий.

Анализ исследований и публикаций.

Учитывая, что брикетированию стальной стружки ранее уделялось мало внимания, в литературе отсутствуют данные об источнике и величине потерь массы стружки при ее брикетировании.

Постановка задачи.

Визуальное наблюдение за процессом брикетирования стружки показало, что потери массы стружки при брикетировании могут образовываться в результате удаления влаги из стружки и при ее подготовке к брикетированию. Поэтому анализу этих потерь и посвящена данная работа.

Изложение материала и его результаты.

На стальную стружку, как на сырье для брикетирования, распространяются требования ДСТУ на металлолом черных металлов.

Однако стружка по своим физическим свойствам существенно отличается от обычного металлического лома. В связи с этим некоторые требования ДСТУ оказываются некорректными и неприменимыми для оценки качества стружки. Так в ДСТУ 2141 – 2002 отсутствуют какие-либо требования к влажности стружки и учет ее при брикетировании не регламентирован, что приводит к потерям, намного превышающим установленные.

Главной особенностью стальной стружки является то, что она имеет очень развитую удельную поверхность на единицу массы.

Известно, что металлоломом для доменной плавки и сталеплавильного производства считается отдельный кусок металла массой не менее 1 кг (для металлолома I сорта) и не менее 0,5 кг (для металлолома II сорта). В сталеплавильном производстве, как правило, используют металлолом I сорта.

Простые расчеты показывают, что 1 кг такого металлолома имеет поверхность $130-200 \text{ см}^2$ или $13-20 \text{ м}^2 / \text{т}$.

Предназначенная для брикетирования стальная стружка имеет толщину от 0,4 до 1,2 мм, ширину 6-20 мм и длину около 100 мм (завьюченная - несколько десятков см). В результате площадь единицы массы стружки примерно в 200-300 раз больше, чем обычного металлолома. Согласно расчетам 1 кг стальной стружки имеет площадь $2650-3000 \text{ см}^2$ ($265-300 \text{ м}^2 / \text{т}$).

Стружка накапливается, как правило, в неотопливаемых помещениях-складах, а чаще на открытых площадках хранения металлолома. Доставляется стружка потребителям в открытых вагонах или автотранспортом.

Общеизвестно, что на поверхности материалов, в том числе и стали, при колебаниях влажности, температуры и давления воздуха выпадает роса. Следует обратить внимание на тот факт, что сталь обладает более высокой теплопроводностью по сравнению с бетоном, деревом, кирпичом и др. Поэтому именно на поверхности металлических изделий в первую очередь и выпадает роса. Наглядно это подтверждается наблюдаемой визуальной конденсацией атмосферной влаги на кузовах автомобилей и металлоконструкциях в утренние часы.

Из закономерностей образования водной пленки при конденсации влаги на поверхности материалов известно, что толщина слоя воды на относительно гладкой поверхности металла может составлять 0,1-0,3 мм [1]. Стружка же имеет далеко негладкую поверхность, - она изрезана большим количеством поперечных трещин и покрыта поперечными бороздами, образующимися при контакте резца с металлом. Размер этих борозд зависит от толщины и ширины стружки. При наблюдении стружки под микроскопом установлено, что стружка шириной 5-6 мм и

толщиной до 5 мм имеет борозды глубиной 0,1-0,2 мм. На крупной стружке шириной до 15 мм и толщиной до 1,2 мм борозды в два-три раза больше. На 1 см крупной стружки наблюдается 20-40 борозд, а мелкой – от 50 до 100. В этих бороздах силами поверхностного натяжения воды может удерживаться значительное количество влаги. В результате толщина водной пленки на поверхности стружки может быть значительно больше, чем на гладкой поверхности металлолома.

Расчеты показывают, что по этой причине на 1 м² поверхности стружки может прочно удерживаться в пять раз больше воды, чем на поверхности металлолома (0,5 и 0,1 кг соответственно). В результате этого на поверхности металлолома массой 1 т может скапливаться от 1,5 до 8 кг воды или 0,1-0,8 % от массы металлолома. Поверхность же 1 т стружки способна удерживать 25-80 кг воды или 2,5-10,0 % от массы стружки (иногда и больше).

В результате проявления рассмотренного выше явления конденсации влаги атмосферного воздуха на ее поверхности стружка увлажняется. Влажность же стружки определяется ее влагоемкостью, т.е. способностью стружки удерживать определенное количество влаги. При этом, если стружка находится под воздействием атмосферных осадков (под снегом или дождем), ее влажность повышается до определенного предела. Вызвано это тем, что содержание влаги в стружке определяется не количеством влаги, поступившей извне, а свойствами водной пленки, толщина которой может достигать 0,3 мм, а в отдельных случаях доходить до 0,5 мм в зависимости от качества поверхности.

В тоже время в общей массе стружки содержится значительное количество (10-20 %) мелкой фракции крупностью менее 5 мм, которая состоит из мелких частиц металла и неметаллических включений. Теплоемкость этой части шихты значительно ниже металла и конденсация влаги на ней менее заметна. Однако, как и любая сыпучая масса, мелкая фракция стружки обладает большей влагоемкостью, чем металл. Поэтому при атмосферных осадках ею может удерживаться значительное количество влаги. Как свидетельствуют опытные данные, материалы подобные мелкой части стружки обычно имеют влажность 3-5 %, а в отдельных случаях могут увлажняться до 10-15 % [2].

ДСТУ на металлолом черных металлов установлена верхняя граница для содержания неметаллических включений и влаги в 3 %. Общая влажность металлолома свободно укладывается в требования ДСТУ, и поэтому ее, как правило, не определяют, принимая за постоянную величину.

Влажность стружки может значительно превышать установленные нормы по содержанию неметаллических включений и влаги в металлоломе. При этом содержание влаги является определяющим. Не

учитывать это обстоятельство нельзя, так как оно приводит к большой невязке при составлении материальных балансов производства брикетов из стальной стружки.

Экспериментальное определение максимального количества влаги, которое может удержать поверхность стружки, подтверждает приведенные теоретические положения.

Для проведения экспериментов было отобрано 5 проб стружки со склада ООО “Промбрикет” массой по 7 кг каждая. В состав проб входила как мелкая, так и крупная стружка. Каждая проба помещалась на противень, взвешивалась и высушивалась до полного удаления влаги при температуре 120-250 °С, а затем снова взвешивалась. По полученным данным рассчитывали влажность стружки со склада. Затем пробы раздельно помещали в емкость объемом около 10 литров и заливали водой. Периодически перемешивая, стружку выдерживали в воде в течение 20 минут, а затем воду сливали. Намокшую стружку выгружали на металлический лист и выдерживали в течение 1 часа для естественного стока воды. Для ускорения процесса удаления влаги, не связанной со стружкой, лист периодически встряхивали. Выдержанную на воздухе стружку взвешивали.

Результаты экспериментов приведены в таблице 1.

Таблица 1 – Результаты экспериментов по определению влажности и влагоемкости стальной стружки

№ опыта	Масса пробы стружки со склада г	Масса сухой стружки г	Масса воды		Масса мокрой стружки г	Увеличение массы пробы после увлажнения		Общее количество влаги в стружке	
			г	%		г	%	г	%
1	7000	6790	210	3,00	7189	189	2,70	399	5,70
2	7000	6852	148	2,11	7165	165	2,36	313	4,47
3	7000	6803	197	2,81	7201	201	2,87	398	5,68
4	7000	6840	160	2,29	7194	194	2,77	354	5,06
5	7000	6810	190	2,71	7182	182	2,60	372	5,31
Среднее	7000	6819	181	2,58	7186	186	2,66	367	5,24

Влажность стружки со склада в среднем составила 2,58 %, при максимально возможном содержании влаги в ней - 5,24 %.

Максимальную влажность стружка может иметь только в условиях мокрой, дождливой погоды или снегопада, то есть в основном осенью, зимой и весной. Это обстоятельство необходимо учитывать в пе-

риоды непогоды, при длительном пребывании стружки под дождем или снегом.

Наряду с этим следует отметить, что стружку для исследований брали с закрытого склада после длительного хранения, и мелкая фракция стружки размером менее 5 мм в пробу не входила. В других условиях влажность стружки при ее поступлении может быть значительно выше 5 % и с учетом влажности мелкой стружки, как отмечалось выше, может достигать 8-10 %.

Из приведенных данных следует, что в обычных условиях количество влаги в стружке, находящейся на складе, составляет 2,58 % и практически равно допустимому предельному содержанию неметаллических включений и влаги, которое установлено ДСТУ. Не учитывать этот факт нельзя, тем более что в настоящее время поступающая в цех стружка практически сразу же подвергается брикетированию, и условий для ее подсушивания на складе нет.

В связи с этим, следует полагать, что реальная влажность стружки колеблется в значительных пределах и в осенне-зимний период близка к результатам теоретических расчетов и достигает 3-8 % в зависимости от погодных условий и крупности стружки.

Как установлено экспериментально при брикетировании стружки содержащаяся в ней влага практически полностью удаляется.

Эксперименты проводились по описанной выше методике. Результаты опытов приведены в таблице 2.

Как следует из данных таблицы 2, готовые брикеты практически сухие, их влажность находится в пределах 0,08-0,20 % и в среднем составляет всего 0,12 %.

Максимальная влагоемкость брикета после погружения в воду соответствует теоретическим расчетам и составляет в среднем 0,4 %. Однако такую влажность брикет может иметь только в условиях длительного хранения или нахождения под открытым небом во время дождя или снега.

Кроме того, влажность брикетов в значительной мере определяется давлением прессования стружки.

Обычно брикетирование различных материалов осуществляется под давлением от 5 до 15 МПа в зависимости от свойств исходного материала и требований к качеству брикетов. В условиях ООО “Промбрикет” брикетирование стальной стружки ведут без связующих, при рабочем давлении на прессе 12-14 МПа в зависимости от толщины стружки и ее размеров, что обеспечивает получение прочных брикетов.

Для прессования мелкой стружки требуется, как правило, меньшее усилие, чем для крупной.

С целью установления взаимосвязи между содержанием влаги в брикетах и давлением прессования стружки были проведены эксперименты в производственных условиях.

Таблица 2 – Результаты определения влажности и влагоемкости брикетов

№ опыта	Масса брикета сразу после брикетирования стружки, г	Масса сухого брикета г	Масса воды		Масса брикета после увлажнения, г	Количество добавившейся влаги в брикете		Общее количество влаги в брикете	
			г	%		г	%	г	%
1	14400	14385	15	0,10	14450	50	0,35	65	0,45
2	12196	12186	10	0,08	12230	34	0,28	44	0,36
3	13952	13935	17	0,12	13996	44	0,32	61	0,44
4	10204	10183	21	0,21	10236	32	0,31	69	0,52
5	11361	11350	11	0,10	11387	26	0,23	44	0,32
Среднее	12423	12408	15	0,12	12460	37,2	0,30	56,6	0,42

Три пробы массой 1445, 2206 и 1690 кг были подвергнуты брикетированию под давлением 9, 12 и 13 МПа. Брикетировалась стружка одной поставки. Стружка перед брикетированием на складе не выдерживалась.

Потери массы стружки составили 30, 150 и 117 кг или 2,1, 6,8, и 6,9 % соответственно.

Как следует из анализа полученных данных, при рабочем давлении прессования 12-14 МПа влага удаляется практически полностью. Снижение же давления прессования наряду с ухудшением качества брикета приводит к увеличению содержания влаги в нем.

Кроме потерь массы стружки в результате удаления влаги, в ходе ее подготовке к брикетированию, наблюдаются механические потери.

На рисунке приведена технологическая схема производства брикетов в условиях ООО “Промбрикет”. На схеме указаны места возможных потерь массы стружки в ходе ее переработки, и дана характеристика потерь на каждой технологической операции.

Согласно представленной технологической схемы балансовое уравнение производства стружки может быть записано в следующем виде:

$$M_B = M_C - (P_{\text{к.л.}} + P_H + \Sigma P_{\text{IT}} + \Sigma P_{\text{IB}} + M_{\text{ЗК}}),$$

где: M_B – масса полученных брикетов, кг; M_C – масса исходной стружки, кг; $P_{\text{к.л.}}$ – потери массы стружки в виде крупного металлолома, кг; P_H – потери в виде крупных неметаллических включений (дерево, камни, ветошь и т.п.), кг; ΣP_{IT} – суммарные технологические потери на всех этапах подготовки стружки к прессованию и в процессе ее прессования, кг; ΣP_{IB} – тоже с влагой, $M_{\text{ЗК}}$ – масса крупной стружки, отправляемой на додрабывание, кг.

Потери стружки $P_{\text{к.л.}}$, P_H и ΣP_{IB} являются невосполнимыми, а технологические потери ΣP_{IT} – частично восполнимы, так как часть этих потерь в виде просыпи и остатка на агрегатах периодически возвращается в производство. При хорошей организации труда величина технологических потерь близка к нулю. В тоже время потери массы стружки $M_{\text{ЗК}}$ являются циклическими, – они постоянно возвращаются в производство и их величина практически постоянна на единицу массы стружки.

Для определения потерь массы исходной стружки в ходе ее подготовки и в процессе прессования в условиях ООО “Промбрикет” были проведены контрольные провески стружки на всех этапах процесса.

На начальной стадии процесса из общей массы складированной стружки была условно выделена часть объемом около 3 м^3 . Вся стружка этого объема от вершины до пола была перемещена на заранее очищенную от стружки и мусора площадку. При этом грейфером вначале была отобрана крупная стружка, а затем оставшаяся мелкая стружка была подобрана магнитной шайбой. После перемещения стружки на участке пола, на котором первоначально располагалась стружка, практически ничего не осталось.

На выделенной площадке из стружки вручную были выбраны крупные включения металла, неметаллические включения и ветошь. Масса выделенных включений оказалось равна 31 кг (в том числе 25 кг металла и 6 кг неметалла) что, как было посчитано после взвешивания от всей отобранной стружки, составило 2,5 % массы.

После выборки включений крупная завьюченная стружка грейфером была загружена в заранее отгарированный короб и взвешена. Масса этой стружки составила 865 кг. Затем мелкая стружка, оставшаяся на площадке была собрана магнитной шайбой и также взвешена. Ее масса составила 345 кг. Соотношение между мелкой и крупной стружкой в отобранном объеме составило 1:2,5.

На данном этапе исследований из крупной и мелкой стружки были отобраны пробы, и определена влажность каждого вида стружки.

Для определения влажности крупной стружки она была порезана ножницами на небольшие куски.

В результате проведенных исследований было установлено, что влажность крупной стружки составила 1,8 %, а мелкой – 6,5 %. Общая влажность исходной стружки без крупных включений составила 3,14 %.

После проведения описанной выше части эксперимента вся стружка (мелкая и крупная) общей массой 1210 кг была отправлена на дробление. Перед этим приемный бункер развивочной машины и дробилка были очищены от дробленной ранее стружки.

После дробления вся стружка была снова собрана в короб и взвешена. Ее масса оказалась равна 1195 кг. Потери массы стружки, поступившей на дробление, после дробления составили 15 кг или 1,24 %. Потери массы стружки в основном были вызваны частичным удалением из нее влаги. Влажность стружки после дробления уменьшилась на 1,2 % и составила 1,94 %

После дробления стружка была пропущена через барабанный грохот, где была выделена мелкая стружка фракции менее 30 мм. Масса выделенной фракции составила 1083 кг, а крупной – 106 кг. Общая масса стружки составила 1188 кг. Потери составили 6 кг, или 0,5 %.

Из мелкой просеянной стружки были изготовлены брикеты в количестве 1050 кг. Потери массы стружки в результате ее брикетирования составили 33 кг или 3,05 %. В том числе потери с осыпью стружки с брикетов 13 кг или 1,2 %.

Влажность брикетов составила 0,2 %.

Составленный по результатам экспериментального определения потерь при производстве брикетов материальный баланс в условиях ООО “Промбрикет” показал следующее.

Общие потери при производстве брикетов при проведении эксперимента составили 191 кг или 15,4 %. Из этих потерь 119 кг или 62,3 % являются оборотными и возвращаются в производство в процессе брикетирования следующих порций стружки.

Крупные металлические включения от общей массы потерь составляют 13,1 %, однако они могут быть компенсированы сдачей металлолома.

Действительно безвозвратными потерями являются потери с влагой, эмульсией и неметаллическими включениями. Даже в данном случае, когда для исследования была использована стружка длительное время хранящаяся на складе и имеющая относительно невысокую влажность (всего 3,14 %), потери по этим статьям баланса составили 3,38 %.

Как показали дальнейшие исследования, при поступлении мокрой стружки эти потери могут достигать 5-8 %, то есть из каждой тонны поступающей стружки от 30 до 80 кг теряется безвозвратно.

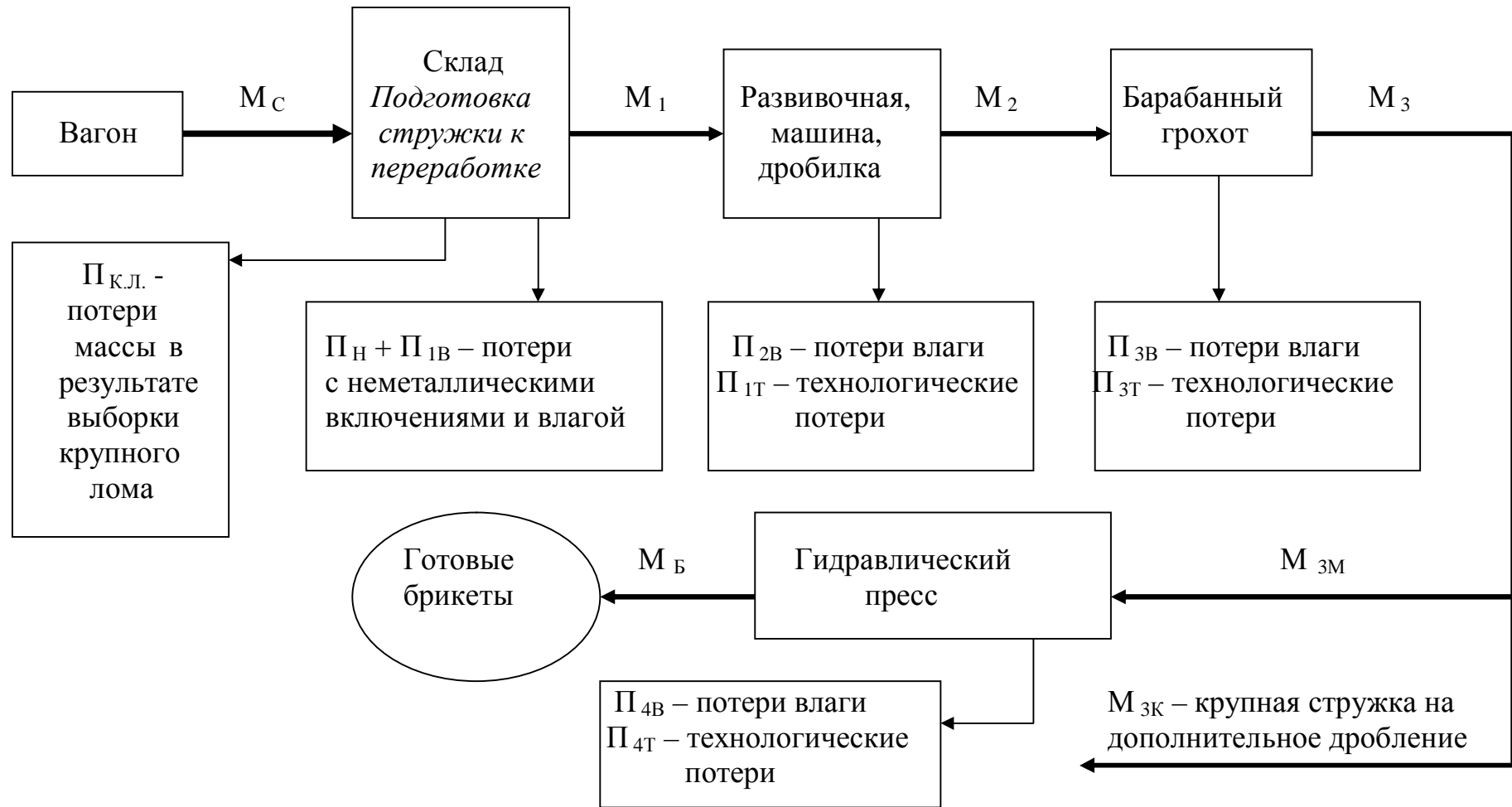


Рисунок. Технологическая схема производства брикетов

Последнее обстоятельство необходимо учитывать при составлении отчетной документации, относя эти потери на себестоимость брикетов. При этом потери в денежном выражении могут быть определены по формуле:

$$\Delta C = 0,0095 * Ц * (W + П_{н}) \text{ грн,}$$

где: Ц – цена тонны стружки, грн; W – влажность стружки, %; П_н – содержание крупных неметаллических включений в стружке, %; 0,0095 коэффициент, учитывающий потери массы стружки с влагой при ее брикетировании и в результате извлечения крупных неметаллических включений.

Выводы и направление дальнейших исследований.

1. Стальная стружка имеет значительно большую поверхность на единицу массы, чем металлолом. Так, для металлолома удельная поверхность составляет 13-20 м² / т, а для стружки – 260-300 м² / т.

2. Исходя из закономерностей образования водной пленки на поверхности, 1 т металлолома может удерживать от 1,5 до 8,0 кг воды или иметь влажность 0,1-0,8 %, а влажность стальной стружки может колебаться от 2,5 до 10 %.

3. Особенности накопления влаги стружкой необходимо учитывать при составлении материального баланса производства брикетов. При этом необходимо производить определение содержания влаги в поступающей стружке.

4. Потери с влагой могут составлять 5-8 % и их необходимо относить на себестоимость брикетов.

5. Производимые брикеты в среднем имеют влажность равную 0,12 % и, даже при длительном пребывании в воде, их влажность в среднем не превышает 0,4 %.

6. Невосполнимые механические потери при брикетировании стружки незначительны.

Приведены результаты определения потерь массы стальной стружки в ходе ее брикетирования, которые вызваны удалением влаги из стружки и потерями при механической ее переработке.

It is presented the results of determination the mass losses of metal chips during their briquetting, which are caused by moisture extraction from chips and losses at their mechanical processing.

Библиографический список.

1. Хирс Д., Паунд Г. Испарение и конденсация. пер. с англ. М. 1966.
2. Баринов Е.М. Краткий справочник металлурга. - М.: Металлургия, 1965. - 211 с.

*Докт. техн. наук, профессор Петрушов С.Н.
Канд. техн. наук, доцент Русанов И.Ф.
Канд. физ-мат. наук, доцент Русанова Н.И.
Инженер Петрушов Д.С.
(ДонГТУ, Алчевск, Украина)
инженер Роцин Б.А.
(ООО “Промбрикет”, г. Дружковка, Украина)*

ОЦЕНКА КАЧЕСТВА БРИКЕТОВ ИЗ СТАЛЬНОЙ СТРУЖКИ, ПРОИЗВОДИМЫХ ООО “ПРОМБРИКЕТ”

Наведено дані експериментального визначення металургійної цінності брикетів зі сталеві стружки вироблених ТОВ “Промбрикет”. Запропоновано при оцінці якості брикетів враховувати вміст окисленого заліза в дрібній фракції стружки. Запропоновано під “засміченістю” брикетів розуміти вміст у ньому нерозчинного залишку.

Проблема и ее связь с научными и практическими задачами.

Согласно ДСТУ 2141-2002 брикеты из стальной стружки по качеству могут быть отнесены к одному из двух видов - виду 14 или 15. При этом регламентируемыми характеристиками брикетов является их плотность (для 14 вида – не менее 5000 кг / м³ и не менее 4500 – для вида 15) и содержание безвредных примесей (по массе не более 3 и 1 % соответственно).

К безвредным примесям, определяющим замусоренность брикетов, в соответствии с терминологией, определенной стандартом, относятся дерево, влага, земля и алюминий, если его массовая доля не превышает 0,1 %. Рекомендаций по отнесению к неметаллическим включениям каких-либо оксидов, в том числе и оксидов железа, в ДСТУ нет.

Качество брикетов из стальной стружки определяет их стоимость. Недостаточно четкое определение видов брикетов по ДСТУ допускает вольную трактовку его положений. Поэтому между потребителем и поставщиком брикетов постоянно возникают конфликтные ситуации, - потребитель пытается занижить качество брикетов и отнести их к более дешевому виду.

Анализ исследований и публикаций.

Учитывая, что качество брикетов из стальной стружки во многом определяется технологией брикетирования конкретного предприятия, проведенные исследования в других условиях не могут быть использованы для оценки качества брикетов ООО “Промбрикет”

Постановка задачи.

Единая методика определения качества брикетов отсутствует. Поэтому по просьбе ООО “Промбрикет” Авторами была выполнена работа по оценке качества производимых им брикетов.

Изложение материала и его результаты.

Для определения металлургической ценности брикетов из стальной стружки была взята проба исходной шихты и два готовых брикета для проведения исследований в лабораториях Донбасского государственного технического университета (ДонГТУ).

Результаты исследований приведены в таблице 1.

Таблица 1 – Результаты исследований металлургической ценности брикетов

Характеристика	Шихта	Брикет		
Масса брикета, кг		10,880	13,975	
Масса пробы, кг	2,990	2,940	2,918	
Содержание фракций, мм, %	< 1	0,82	7,71	7,65
	< 2	3,84	21,77	18,83
	2 – 5	19,39	24,48	34,97
	> 5	76,77	53,74	46,20
Содержание влаги + масла по фракциям, %	< 2	7,64	6,9	5,7
	2 – 5	1,8	1,6	1,51
	> 5	0,1 – 0,3		
Плотность брикета, г / см ³		3,7	5,2	
Плотность стружки, г / см ³		6,8 – 7,0		
Плотность фракции, г / см ³	< 2	4,74	4,28	5,32
	2 – 5	6,90	6,50	6,67
	> 5	6,8 – 7,0		
Содержание металлического Fe, %	98,80	92,54	95,36	
В том числе во фракциях:	< 1	65,12	40,45	38,61
	< 2	68,88	70,53	79,72
	2 – 5	100	95,80	97,65
	> 5	100	100	100
Общее содержание примесей, % в том числе: окисленного железа SiO ₂ + Al ₂ O ₃	1,20	5,48	4,64	
	0,45	3,27	2,81	
	0,34	1,38	0,73	

Анализ ситового состава проб показывает, что в брикетах содержание мелкой фракции (менее 2 мм) в 5-6 раз больше, чем в исходной шихте. Это связано с тем, что при дроблении стружки происходит ее истирание и окисление образовавшихся мелких частиц. Последнее подтверждается результатами химического анализа выделенных из проб примесей (таблица 1).

Содержание металлического железа в пробах определялось по методике, описанной в книге [1].

Под примесями в данном случае понимается та часть проб, которая не содержит металлического железа. Химический анализ примесей (таблица 2) показал, что в брикетах содержание окисленного железа примерно на 10 % больше, чем в исходной шихте. Причиной этого является частичное окисление мелких частиц стружки, образующихся при ее дроблении, а также отделение мелких вкраплений оксидов от стружки при ее дроблении.

Таблица 2 – Химический анализ примесей.

№ пробы	Содержание, %						
	Fe	FeO	Fe ₂ O ₃	CaO	SiO ₂	MgO	Al ₂ O ₃
1	46,4	24,0	39,7	2,4	21,4	0,7	7,3
2	55,9	40,2	35,2	1,9	12,9	0,8	5,6
3	60,5	41,8	40,0	0,9	11,7	0,5	4,1

Как установлено в ходе проведения экспериментов брикеты, производимые ООО “Промбрикет”, имеют плотность более 5000 кг / м³ и по этому показателю относятся к виду 14. Содержание влаги в брикетах составляет не более 0,2 % при практически полном отсутствии примесей дерева и земли. Таким образом, и по этому показателю брикеты также относятся к 14 виду.

По договоренности между поставщиком и потребителем могут устанавливаться дополнительные требования к качеству поставляемых брикетов.

Так на Енакиевском металлургическом заводе, на который в основном поставляются брикеты ООО “Промбрикет”, разработана своя “Методика определения замусоренности брикетов из стальной стружки”.

Согласно этой методике контрольная проба разделяется на крупную (более 1 мм) и мелкую (менее 1мм) фракции. Затем из крупной фракции извлекаются неметаллические включения и взвешиваются

(масса $M_{\phi p > 1}^{HM}$). Мелкая фракция также взвешивается (масса $M_{\phi p < 1}$) и затем в ней определяется содержание металлического железа ($\% Fe$) и процентное содержание углерода ($\% C$).

По полученным данным замусоренность брикетов (3) определяется по формуле:

$$3 = 100 * \frac{M_{\phi p > 1}^{HM} + M_{\phi p < 1} * (100 - \% Fe - \% C) / 100}{M^K} \quad (1)$$

где: M^K – масса контрольной пробы, кг.

Логически приведенная формула не совсем верна, и для практического применения малоприспособлена. Связано это с тем, что определение содержания в пробе металлического железа в присутствии окисленного железа практически невозможно. Для этого требуется специальная методика. Например, на Череповецком металлургическом комбинате содержание металлического железа в восстановленных окатышах определяют по методу, основанному на селективном растворении металлического железа в растворе хлорного железа в присутствии хлористого калия и титровании железа раствором двуххромового окислого калия в присутствии индикатора дифениламиносульфоната натрия. Такой анализ весьма трудоемок и занимает много времени.

В таблице 3. приведены данные заводских анализов, полученные при определении замусоренности брикетов по вышеупомянутой методике.

Таблица 3 – Данные ЕМЗ полученные при определении замусоренности брикетов

№ пробы	Общий вес брикета, кг	Отсев фракции < 1 мм, кг	Fe _{мет} в отсевае %	Содержание в отсевае			Замусоренность брикета, %
				Fe _{общ}	C	н.о.	
1	9,410	0,610	24,66	60,95	5,54	7,1	4,8
2	11,650	0,950	22,88	61,92	4,58	8,8	6,2
3	11,370	0,970	22,88	51,7	7,48	12,5	6,5

Как следует из приведенных данных, рассчитанная по вышеприведенной формуле замусоренность, составляет от 4,8 до 6,8 %.

Однако, по нашему мнению, учитывать только содержание Fe_{мет} (это 3,2-4,0 % от массы брикета) и углерода в отсевах не совсем корректно. Причиной этого является тот факт, что в остатке отсева после извлечения из него Fe_{мет} (это 3,2-4,0 % от массы брикета) содержится от

52 до 62 % окисленного железа (преимущественно в виде Fe_2O_3). Причем наличие углерода в отсеве позволяет восстановить от 60 до 75 % этого железа практически без дополнительных затрат при производстве стали.

При существующей на ЕМЗ методике определения замусоренности потери ООО “Промбрикет” могут составить как минимум 2,0-2,5 % массы брикетов (около 2,2 т на каждые 100 т брикетов) при фактическом снижении цены брикетов на 2-3 %.

Исходя из вышеизложенного, формула для расчета замусоренности может быть записана в следующем виде:

$$z = 100 * \frac{M_{\phi p > 1}^{HM} + M_{\phi p < 1} * (100 - \% Fe - \% Fe_{ок} - \% C) / 100}{M^K} \quad (2)$$

где: $\% Fe_{ок}$ - содержание Fe в виде Fe_2O_3 во фракции < 1 мм, %.

Наши заключения носят рекомендательный характер. Окончательное согласование методики расчета замусоренности должно решаться совместно представителями поставщика и покупателя.

Следует обратить внимание на тот факт, что результаты анализов, проведенные исполнителями данной работы и лабораторией ЕМЗ близки и указывают на наличие большого количества железа в виде оксидов в отсеве и не учитывать этого нельзя.

По нашему мнению при оценке качества брикетов под их “замусоренностью” следует понимать присутствие в мелкой фракции нерастворимого остатка (SiO_2 , Al_2O_3 и т.д.).

Согласно данным химических анализов их общее содержание в брикетах составляет менее 1 %.

В целом проведенный анализ показывает, что брикеты производимые ООО “Промбрикет” являются ценным металлургическим сырьем для сталеплавильного производства и по качеству относятся к 14 виду.

Выводы и направление дальнейших исследований.

1. По качественным характеристикам брикеты ООО “Промбрикет” отвечают требованиям ДСТУ, предъявляемым к брикетам из стальной стружки вида 14.

2. В мелкой фракции стружки брикета содержится 50-60 % (35-42 % в пересчете на железо) оксидов железа, и его неучет приводит к занижению общего содержания железа в брикете и, как следствие, его ценности.

3. Предложена усовершенствованная формула расчета “замусоренности” брикетов, которая учитывает наличие в брикете и окисленного железа.

4. Рекомендовано под “замусоренностью” понимать содержание нерастворимого осадка в мелкой фракции брикета, что значительно ближе к понятию “неметаллические включения”.

Приведены данные экспериментального определения металлургической ценности брикетов из стальной стружки производимых ООО “Промбрикет”. Предложено при оценке качества брикетов учитывать содержание окисленного железа в мелкой фракции стружки. Предложено под “замусоренностью” брикетов понимать содержание в нем нерастворимого остатка.

It is presented the information about experimental determination of metallurgical value of briquettes of metal chips produced by Ltd Company “Prombriket”. It is proposed to take into account the content of oxidized iron in small chip fractions during evaluation the quality of briquettes.

Библиографический список.

1. Агломерация шихты с обогащенным мартеновским шлаком / Петрушов С.Н. Русанов Р.И., В.М. Шулика, - Алчевск: ДГМИ, 2003.- 104 с.

*Докт. техн. наук, профессор Петрушов С.Н.
Канд. техн. наук, доцент Русанов И.Ф.
Ассистент Острогляд Е.А.
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)*

НОРМИРОВАНИЕ ПРОИЗВОДСТВЕННЫХ ЗАПАСОВ СЫРЬЯ В УСЛОВИЯХ РЫНОЧНЫХ ОТНОШЕНИЙ

Наведено методику розрахунку необхідного запасу сировини для безперебійної роботи малих підприємств у сучасних умовах ринкових відносин.

Проблема и ее связь с научными и практическими задачами.

Бесперебойная работа любого предприятия не может быть обеспечена без создания необходимого производственного запаса исходных материалов. В условиях рыночных отношений нормирование производственных запасов затруднено ввиду действия ряда факторов, которые носят случайный характер.

В связи с этим возникает необходимость исследования всех факторов, определяющих необходимый запас материалов на предприятиях и разработка методики их расчета.

Анализ исследований и публикаций.

Обычно общие производственные запасы определяются как сумма *текущих* Z_t , *подготовительных* Z_p и *страховых* Z_c запасов [1]:

$$Z_{пр} = Z_t + Z_p + Z_c$$

Текущий запас представляет собой часть производственного запаса, которая необходима для обеспечения бесперебойной работы предприятия между двумя партиями поставок материалов. Уровень этого запаса определяется массой материалов расходуемых в период между поставками.

Масса текущего запаса изменяется от максимума в момент поставки до нуля к моменту поступления следующей партии материалов.

Максимальный текущий запас или же величина партии поставки материалов определяется их среднесуточным потреблением g , т/сутки и длительностью интервала между двумя очередными поставками τ выраженного в сутках:

$$Z_{T \max} = g * \tau, \text{ тонн.}$$

Подготовительный запас составляет часть производственного запаса, которая находится в процессе подготовки к производству.

Подготовительные запасы подразделяются на запасы, находящиеся в процессе приемки и выгрузки материалов, запасы, находящиеся в специальной подготовке к использованию в производстве и сезонные подготовительные запасы.

Подготовительные запасы, связанные с приемкой и выгрузкой материалов, определяются в основном длительностью пребывания составов с материалами на приемке и выгрузке.

Связанные с подготовкой материалов подготовительные запасы в основном соответствуют количеству материалов, подвергающихся предварительной подготовке к производству.

К сезонным подготовительным запасам относят те запасы, которые в зимнее время находятся в тепляках на разогреве.

Подготовительные запасы изменяются в довольно широких пределах и в значительной мере зависят от методов подготовки материалов к производству и емкостей складов.

Страховой запас представляет собой дополнительный запас материалов, гарантирующий бесперебойную работу основных цехов предприятия в случае нарушения ритма поставок материалов, или повышения их расхода на производство. Величина этого запаса тем меньше, чем лучше работает поставщик и транспорт. При прочих равных условиях величина страхового запаса будет тем больше, чем дальше находится поставщик от потребителя, потому что в этом случае нарушение работы транспорта более ощутимы.

На некоторых предприятиях в технологической документации указываются неснижаемый и максимальный запасы каждого из материалов на складах. Снижение или увеличение запаса материалов против установленного, запрещается.

Указанные запасы легко нормируются при плановой системе снабжения предприятий сырьем.

Постановка задачи.

В условиях нынешних рыночных отношений приведенная методика определения необходимых производственных запасов неприемлема, особенно для малых предприятий. Связано это с тем, что малые предприятия, как правило, не имеют постоянных поставщиков сырья и закупают его на различных торгах. Сырье на рынок поступает нерегулярно, разными по объему партиями. Кроме того, от момента покупки

сырья до его поступления к потребителю проходит определенное время. В связи с этим предприятие не может четко определить, сколько суток оно сможет работать стабильно. В результате в процессе работы предприятий наблюдаются частые простои из-за отсутствия сырья.

В связи с этим авторы предлагают методику расчета производственных запасов на предприятиях, учитывающую все основные факторы, определяющие периодичность поставки сырья.

Изложение материала и его результаты.

Время от момента покупки сырья до его поступления к потребителю может быть разбито на три основных периода.

Первый период - период оформления необходимой документации и отгрузки сырья может иметь различную продолжительность, которая определяется оперативностью работы соответствующих служб, как потребителя, так и поставщика.

Второй период - период транспортировки определяется расстоянием от поставщика до потребителя, загруженностью железной дороги. Продолжительность этого периода не зависит ни от поставщика, ни от потребителя.

Третий период - период выгрузки сырья на складе потребителя. Продолжительность этого периода определяется в первую очередь степенью механизации погрузочно-разгрузочных работ на складе потребителя и емкостью склада.

Каждый из этих периодов характеризуется двумя величинами, - средней продолжительностью периода и отклонением от среднего в одну или другую сторону.

Величина нормируемого запаса определяется также плановой производительностью.

В этих условиях для определения производственного запаса сырья может быть рекомендована следующая формула:

$$Z = \alpha \cdot P \cdot \left(\tau_1 + \tau_2 + \frac{L_{cp}}{24 \cdot V} + \tau_3 \pm \sqrt{\sigma_1^2 + \sigma_2^2 + \sigma_3^2 + \sigma_4^2} \right) - G_{cp} \quad (1)$$

где: α – частота поступления сырья на рынок,
 P – средняя суточная производительность предприятия, т / сутки;
 τ_1 – среднее время между двумя последовательными поступлениями сырья на рынок, суток;
 τ_2 – среднее время оформления документации и отгрузки сырья, суток;
 L_{cp} – среднее расстояние от поставщика до потребителя, км;
 V – средняя скорость транспортировки грузов по железной дороге, км / час (рекомендуется принимать равной 20 км / час);

τ_3 – среднее время разгрузки сырья, суток;

$\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$ и σ_4 – среднеквадратичные отклонения времени поступления сырья на рынок, времени оформления документации и отгрузки сырья, времени транспортировки сырья и времени его разгрузки от их средних значений соответственно, суток;

G_{cp} – средняя масса одной партии поставки сырья, т.

Величина σ_3 рассчитывается по среднеквадратичному отклонению расстояния от поставщика до потребителя от его среднего значения по формуле:

$$\sigma_3 = \frac{\sigma_L}{24 * V} \quad (2)$$

По предложенной методике рассчитаны необходимые производственные запасы для ООО “Промбрикет”, которое производит брикеты из стальной стружки.

Данные о продолжительности основных периодов, составляющих общее время поступления стружки от потребителя в цех, получены при анализе фактических данных о работе предприятия за апрель 2006 года и представлены в таблице.

Кроме того, на величину нормируемого запаса оказывает влияние ритмичность поставок и количество поставляемой стружки.

Согласно фактическим данным (см. рисунок) масса стружки в одной партии за апрель 2006 г колебалась в пределах 34,0 - 68,5 т (в среднем равнялась 54,68 т, при СКО = 11,7т). В тоже время стружка приходила не регулярно, - в одни дни приходило несколько партий от разных поставщиков, а в другие - поступления стружки вообще отсутствовали.

Таблица. – Данные о продолжительности основных периодов поставки стружки

Период времени, суток	min	max	Среднее	СКО *
Между двумя последовательными торгами	1	4	2,03	1,02
С момента объявления торгов до начала оформления документации	1	2	1,48	0,51
С момента оформления документации до отгрузки стружки	0,5	0,5	0,5	-
Нахождения в пути	1	6	3,55	1,26
Разгрузки стружки на склад	0,5	0,5	0,5	-
Нахождения на складе	1	3	1,81	0,70

- СКО - среднеквадратичное отклонение соответствующей величины от ее среднего значения.

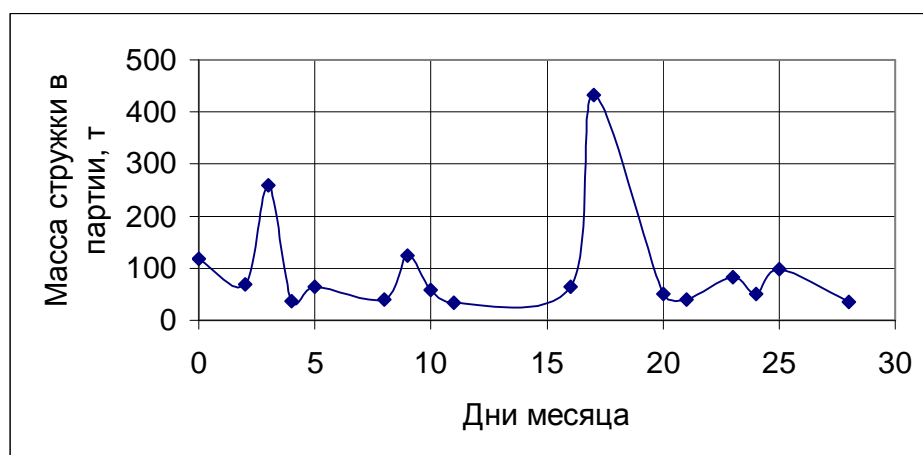


Рисунок – Поступление стружки в отдельные дни апреля 2006 года (в точке 0 приведено поступление стружки 31.марта 2006 г)

В результате обработки фактических данных о поставке стружки за апрель 2006 года установлено, что рекомендуемые запасы стружки должны составлять:

при плановом производстве 60 т / сутки	190 - 200 т
80 т / сутки	260 - 270 т
100 т / сутки	330 - 340 т

Создав рекомендуемые производственные запасы, предприятие проработало в летние месяца без простоев из-за отсутствия сырья.

Следует отметить, что входящие в формулы (1) и (2) величины могут существенно изменяться в зависимости от времени года. Поэтому целесообразно расчет нормирования производственных запасов производить в начале каждого месяца, с учетом фактических данных о поступлении сырья минимум за два предыдущих месяца работы предприятия.

Выводы и направление дальнейших исследований.

1. Предложенная методика нормирования производственных запасов достаточно полно учитывает особенности поступления сырья в условиях рыночных отношений.

2. Формирование производственных запасов в соответствии с предложенной методикой позволят обеспечить бесперебойную работу предприятия.

Приведена методика расчета необходимого запаса сырья для бесперебойной работы малых предприятий в современных условиях рыночных отношений.

It is presented the calculation method of required quantity of raw materials for continuous work of small enterprises in modern conditions of market relations.

Библиографический список.

1. Гончаров Б.Ф. Подготовка шихтовых материалов к доменной плавке. М: Металлургия, 1967. - 188 с.

*Канд. техн. наук, проф. Луценко В.О.
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)*

УНИФИКАЦИЯ ТИПОРАЗМЕРОВ ПАКЕТОВ

Наведені результати теоретичних та експериментальних досліджень можливості виробництва двошарових листів фіксованої товщини з пакетів різних типорозмірів.

Проблема и ее связь с научными и практическими задачами.

При производстве двухслойных коррозионно-стойких листов пакетным способом одной из задач является получение необходимой толщины листа при толщине плакирующего слоя, определяемой требованиями ГОСТ 10885-85. Это вызывает при широком сортаменте двухслойных листов наличие большого количества типоразмеров пакетов, что повышает трудозатраты на изготовление пакетов. При этом отсутствие пластин плакирующего слоя нужной толщины приводит к невозможности выполнения заказов в отведенный срок и перерасходу неиспользованного металла плакирующего слоя.

Анализ исследований и публикаций.

Традиционная схема производства двухслойных листов пакетным способом включает в себя отдельные технологические циклы производства пакетов и непосредственно прокатки и отделки двухслойных листов [1,2]. Так, в условиях Алчевского металлургического комбината сборка пакетов производится в цехе двухслойной стали, а прокатка на толстолистовом стане 2800. При этом в цехе двухслойной стали изготавливают пакеты для производства двухслойных листов толщиной от 8 до 24 мм в условиях стана 2800 АМК и для производства двухслойных листов толщиной 22-60 мм в условиях стана 4500 Мариупольского металлургического завода.

Для производства листов каждой толщиной 8, 10, 12, 14, 16, 18, 20, 22 и 24 мм

применяются пять типоразмеров пакетов, в которые закладываются пластины плакирующего слоя толщиной 38, 32, 28, 22 и 19 мм. Для производства двухслойных листов толщиной 8, 10 и 12 мм с плакирующим слоем из стали X18H10T, составляющих около 80 % всего объема производства, используется 3 типоразмера пакетов с пластинами плакирующего слоя толщиной 38, 32 и 28 мм.

Наличие большого количества типоразмеров затрудняет технологический процесс и часто приводит к недопоставкам продукции ввиду отсутствия пластин нержавеющей стали нужной толщины для изготовления пакетов определенного типоразмера. Поэтому возможность получения двухслойных листов различной толщины из одного типоразмера при соблюдении требований стандарта к толщине плакирующего слоя дает возможность более оперативно выполнять заказы и простои стана по причине отсутствия пластин плакирующего слоя определенной толщины для изготовления пакетов заданного таблицей пакетов типоразмера.

Постановка задачи. Задачей данной работы является исследование возможности применения разных типоразмеров пакетов для производства двухслойных листов фиксированной толщины.

Изложение материала и его результаты При равномерной деформации составляющих пакета отношение коэффициентов деформации плакирующего слоя и пакета равно единице. При наличии в пакете составляющих, отличающихся по прочностным характеристикам, в формулу для определения толщины плакирующего слоя необходимо вводить коэффициент K , величина которого определяется опытным путем и для четырехслойных пакетов может быть определена по таблице 1 [2]

Таблица 1 – Значения коэффициента K для различных марок сталей.

Марка стали	0X13	08X18H10T 12X18H10T	X17H13M2T X17H13M3T	ЭИ943 ЭИ580	НМЖМц 2,8-2,5- 1,5	06ХН28НДТ
K	11,02- 1,04	0,95-1,0	0,93-0,97	0,96- 0,97	0,97-1,0	0,9-0,95

Коэффициент K представляет собой отношение коэффициентов высотных деформаций пластины плакирующего слоя и пакета:

$$K = (T_n / \Pi) / ((T_c + T_n) / T_l),$$

где: T_n - толщина пластины плакирующего слоя;
 Π - толщина плакирующего слоя в двухслойном листе;
 T_c - толщина сляба основного слоя.
 T_l - толщина двухслойного листа.

Тогда толщина плакирующего слоя в двухслойном листе равна

$$\Pi = (T_n \square T_l) / (T_c \square K + T_n \square K)$$

В таблицах 1 и 2 представлены результаты расчета значений толщин плакирующего слоя при различных значениях толщин пластин плакирующего слоя из стали X18H10T в пакете (при толщине слябов основного слоя 100 и 110 мм)

Таблица 1- Расчетные значения толщины лакирующего слоя в двухслойных листах при толщине слябов основного слоя в пакете 100 мм.

Толщина листа, мм	Толщина плак. слоя	Толщина лакирующего слоя в двухслойных листах при толщине пластины лакирующего слоя в пакете																			
		19	20	21	22	23	24	25	26	27	28	29	30	31	32	33	34	35	36	37	38
8	2 - 3																2,02	2,07	2,12	2,16	2,20
																	2,14	2,18	2,23	2,27	2,32
10	2 - 3						1,93	2	2,06	2,13	2,19	2,25	2,31	2,37	2,42	2,48	2,54	2,59	2,65	2,7	2,75
							2,03	2,11	2,17	2,24	2,30	2,37	2,43	2,49	2,55	2,61	2,67	2,73	2,79	2,84	2,89
12	2 - 3	1,91	2	2,08	2,16	2,24	2,32	2,40	2,48	2,55	2,63	2,70	2,77	2,84	2,91						
		2,02	2,11	2,19	2,28	2,36	2,44	2,53	2,61	2,69	2,76	2,84	2,91	2,99	3,06						
14	2 - 3	22,4	2,33	2,43	2,52	2,62	2,71	2,8	2,89	2,98											
		2,35	2,46	2,56	2,66	2,76	2,85	2,95	3,04	3,13											
16	2,5 – 3,5	2,55	2,67	2,78	2,89	2,99	3,09	3,2	3,30	3,40											
		2,69	2,81	2,92	3,04	3,11	3,26	3,37	3,48	3,58											
18	2,5 – 3,5	2,87	3,00	3,12	3,25	3,37	3,48														
		3,03	3,16	3,29	3,42	3,54	3,67														
20	2,5 – 3,5	3,19	3,33	3,47	3,60																
		3,36	3,51	3,65	3,90																
22	3 - 4	3,51	3,66	3,82																	
		3,70	3,86	4,02																	
24	3 - 4	3,83	4,00	4,16																	
		4,03	4,21	4,38																	

Таблица 2- Расчетные значения толщины лакирующего слоя в двухслойных листах при толщине слябов основного слоя в пакете 110 мм.

Толщина листа, мм	Толщина плак. слоя	Толщина лакирующего слоя в двухслойных листах при толщине пластины лакирующего слоя в пакете																			
		19	20	21	22	23	24	25	26	27	28	29	30	31	32	33	34	35	36	37	38
8	2 - 3																1,89	1,93	1,97	2,01	2,05
																	1,99	2,03	2,07	2,12	2,16
10	2 - 3								1,91	1,97	2,03	2,09	2,14	2,20	2,53	2,31	2,36	2,41	2,47	2,52	2,57
									2,11	2,07	2,14	2,19	2,26	2,31	2,37	2,43	2,49	2,54	2,60	2,65	2,70
12	2 - 3			2,02	2,1	2,18	2,26	2,34	2,41	2,49	2,56	2,63	2,71	2,78	2,85	2,91	2,98	3,04	3,11		
				1,92	2,00	2,08	2,15	2,22	2,29	2,36	2,43	2,50	2,57	2,64	2,70	2,77	2,83	2,90	2,95		
14	2 - 3	2,17	2,27	2,36	2,46	2,55	2,64	2,72	2,82	2,90	2,99	3,07	3,16								
		2,06	2,15	2,24	2,33	2,42	2,51	2,59	2,68	2,76	2,84	2,32	3,00								
16	2,5 – 3,5	3,11	3,26	3,39	3,53	3,66	3,79	3,93													
		2,65	2,77	2,89	3,00	3,11	3,22	3,33													
18	2,5 – 3,5	3,10	3,24	3,37	3,51	3,67	3,77	3,90													
		2,95	3,08	3,21	3,33	3,46	3,58	3,70													
20	2,5 – 3,5	3,10	3,24	3,37	3,51	3,64	3,77	3,90													
		2,95	3,08	3,21	3,33	4,46	3,58	3,70													
22	3 - 4	3,41	3,56	3,71	3,86	4,00															
		3,24	3,84	3,53	3,67	3,80															
24	3 - 4	3,72	3,89	4,05	4,21																
		3,53	3,69	3,85	4,00																

Результаты расчета позволяют определить толщину пластины лакирующего слоя, применение которой для изготовления унифицированных пакетов позволит получить двухслойные листы с лакирующим слоем, удовлетворяющим требованиям ГОСТ 1885-85.

Так, для изготовления пакетов для производства листов толщиной 8 и 10 мм при применении слябов основного слоя толщиной 100 мм можно применять пластины лакирующего слоя толщиной 34-36 мм, а для листов толщиной 10 и 12 мм пластины лакирующего слоя толщиной 25-31 мм.

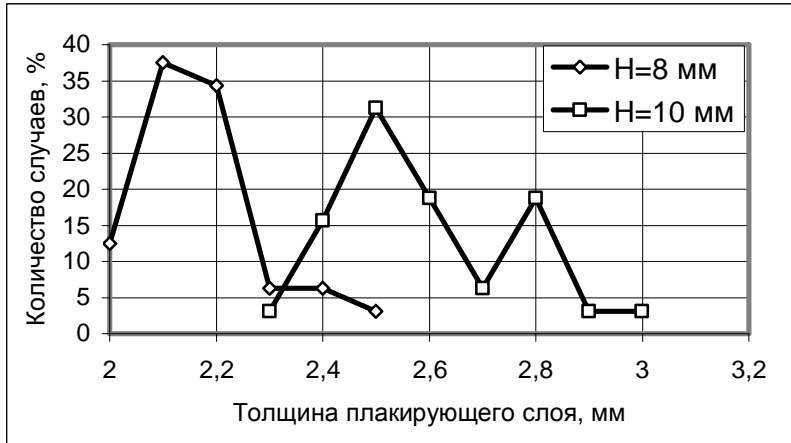
При применении слябов толщиной 110 мм для получения листов толщиной 8 и 10 мм можно применять пластины лакирующего слоя толщиной 37-38 мм, а для получения листов толщиной 10 и 12 мм – пластины толщиной 28-34 мм.

Для экспериментальной проверки возможности получения двухслойных листов из унифицированных пакетов были изготовлены опытно-промышленные пакеты пакетов с основным слоем из стали 09Г2С и 09Г2 с лакирующим слоем из стал12Х18Н10Т (таблица 3).

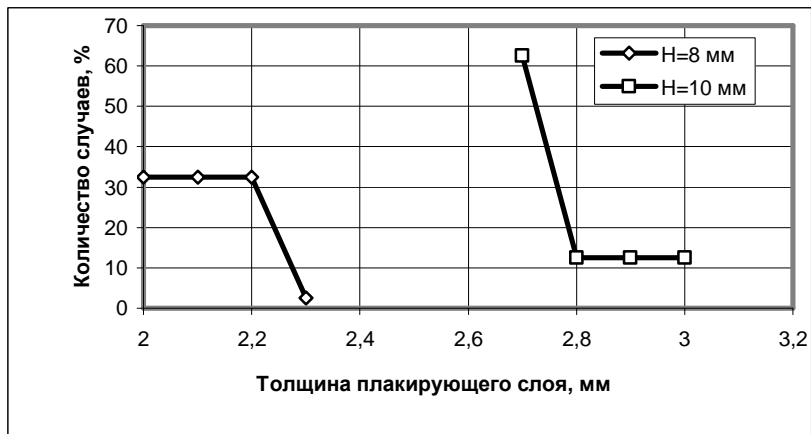
Таблица 3- Параметры опытно-промышленных пакетов.

Тип	Размеры пакета, мм	Размеры слябов основного слоя, мм	Размеры пластин лакирующего слоя, мм	Толщина листа, мм	К-во пакетов
1	283x1050x1840	105/100x1050x1840	36x910x1700	8 и 10	8
2	306x1050x1850	115/110x1050x1850	38x910x1700	8 и 10	8
3	294x1050x1850	115/110x1050x1850	37x910x1700	10 и 12	10

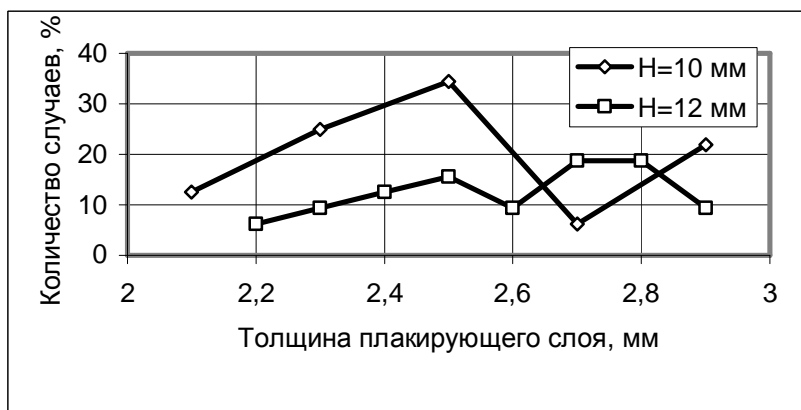
Нагрев, прокатка и порезка раскатов была произведена согласно технологической инструкции. Прокатка осуществлялась по поперечной схеме. После порезки были измерены геометрические размеры листов и толщина лакирующего слоя. (табл. 4, рис. 1). Статистическая обработка результатов замеров показала, что толщина лакирующего слоя в двухслойных листах толщиной 8, 10 и 12 мм, полученных из унифицированных пакетов трех типов, соответствует требованиям ГОСТ 10885-85, а именно входит в диапазон 2-3 мм.



а



б



в

Рисунок 1 – Полигоны частотного распределения толщины плакирующего слоя в двухслойных листах: а - 1-й тип; б - 2-й тип; в - 3-й тип

Таблица 4 – Параметры опытно-промышленных листов

Типоразмер пакета	Толщина двухслойного листа, мм	Средняя толщина плакслоя, мм	Расходный коэффициент, т/т
1	8	2,16	1,731
1	10	2,59	1,685
2	8	2,11	1,678
2	10	2,78	1,695
3	10	2,43	1,801
3	12	2,59	1,714

Выводы и направление дальнейших исследований.

Таким образом, полученные результаты прокатки двухслойных листов толщиной 8, 10 и 12 мм из двух типоразмеров пакетов взамен трех существующих подтверждают возможность применения унифицированных пакетов, что расширяет возможности выполнения заказов на двухслойный лист и уменьшает простои стана по причине отсутствия металла.

Приведены результаты теоретических и экспериментальных исследований производства двухслойных листов фиксированной толщины из пакетов разных типоразмеров.

The results of theoretical and experimental researches of production of two-layers sheets of the fixed thickness from the packages of different types are resulted.

Библиографический список.

1. Голованенко С.А. Меандров Л.В. Производство биметаллов. – М.; Металлургия, 1966. – 304 С.
2. Производство пакетов и двухслойной листовой стали. Технологическая инструкция ТИ 229-МЦ-354-89.-Коммунарск .-1989.

ОКРУЖНАЯ НЕРАВНОМЕРНОСТЬ РАБОТЫ ГОРНА ДОМЕННОЙ ПЕЧИ

Приведені результати теоретичних та практичних досліджень причин окружної нерівномірності роботи горна та доменної печі вцілому і розробки мiр їх ліквідації.

Проблема и её связь с научными и практическими задачами.

В современных условиях, при освоении мощных доменных печей, оснащённых несколькими чугунными лётками, наиболее сложной задачей явилась организация работы горна. Планомерные горновые работы не решают в полной мере вопрос стабилизации работы низа печи. Значительно чаще стали встречаться расстройства его работы, которые приводят к похолоданию печи, неполному выпуску продуктов плавки, нестабильной длительности выпуска, к колебанию химического состава целевого продукта, массовому горению воздушных фурм.

Эти явления связаны с загромождением горна коксовой мелочью, сажистым углеродом, графитовой спелью, что в свою очередь приводят к нарушению равномерности технологических параметров доменной плавки. Наряду с этим, доменные печи большого объёма в отличии от малых, при длительных нарушениях равномерности распределения параметров комбинированного дутья по окружности печи, отработки продуктов плавки по лёткам, могут значительно изменять режим работы (интенсивность плавки, равномерность схода шихты, качество чугуна и т.д.).

Для стабилизации работы мощной доменной печи необходимо, во-первых, оперативно выявлять окружную неравномерность хода плавки, во-вторых, определять причины, порождающие отклонения, и в третьих, разрабатывать и внедрять мероприятия по ликвидации этой неравномерности. Разработанные мероприятия должны быть не сложные, эффективные и позволяли бы уменьшать расходы по переделу.

Анализ результатов теоретических и практических исследований образования причин окружной неравномерности работы горна доменной печи.

Характерной особенностью работы мощных доменных печей является окружная неравномерность, приводящая к существенной разнице между химическим составом чугуна и шлака, массе их выпуска из раз-

личных чугуновых лётков. На всех доменных печах неоднородность параметров состава жидких продуктов плавки имеет неустойчивый характер и изменяется во времени по величине и местоположению по случайному закону [1]. Кроме того, при этом наблюдается большой разброс периферийных температур по шахте, различный паросъём по бакам-сепараторам, перекося шихты на колошнике и различные тепловые нагрузки на холодильниках по окружности печи.

Окружная неравномерность может быть вызвана перекося уровня шихты, в результате установившегося неравномерного распределения материалов и газов по сечению печи, неправильной установкой загрузочного устройства, длительными нарушениями в работе вращающегося распределителя шихты, неплотностями и износом газоплотняющих устройств, наличием настыли или продува в газовом затворе, неравномерным распределением природного газа и горячего дутья по фурмам, нарушением гидродинамических условий горна, прогаром водоохлаждающих приборов [2-6].

Постановка задачи. Осуществить анализ окружной неравномерности работы мощной доменной печи, выявить причины её вызывающие и разработать мероприятия по их ликвидации.

Изложение материала и полученные результаты. На доменной печи может иметь место стационарная и нестационарная окружная неравномерность её работы. Стационарная неравномерность наблюдается на протяжении периода работы печи от 10 дней до одного месяца. Она может быть обусловлена неисправностью, неправильностью эксплуатации, неточностью наладки технологического оборудования, систем ручного и автоматического управления доменным процессом.

Нестационарная неравномерность работы печи может проявляться во времени до нескольких суток. Неравномерность характеризуется более высокой частотой и не может быть оперативно устранена существующими методами управления. Появление нестационарной неравномерности может быть вызвано случайными нарушениями загрузки шихтовых материалов, сильными оползаниями гарниссажа, прогаром охлаждающих холодильников, воздушных фурм и т.д. Поэтому её влияние не представляет практического интереса в вопросах оптимизации ведения процесса.

В конечном итоге, на технико-экономические показатели печи сказывается суммарное влияние стационарной, нестационарной и высокочастотной окружной неравномерности работы.

Условное разделение понятий окружной неравномерности работы печи необходимо для реализации методики её контроля, выявления причин возникновения неравномерности и разработки соответствующих

мероприятий по её ликвидации или уменьшению отрицательных последствий.

Методика оценки стационарной и нестационарной неравномерности заключается в следующем. С помощью методов математической статистики подвергаются анализу результаты работы доменной печи за предшествующий период длительностью от 10 дней до 12 месяцев.

Анализ включает в себя определение средних значений, среднеквадратичных отклонений.

Выборка данных для анализа осуществляется по секторам доменной печи, число которых соответствует количеству чугунных лётков. Доменная печь объёмом 3000 м³ условно была разделена на три сектора, в зависимости от числа лётков. В качестве характеристик окружной неравномерности использованы абсолютная разница и средние значения следующих параметров: время накопления и длительность выпуска продуктов плавки; количество выпускаемого чугуна и шлака за один выпуск, сутки; химический состав чугуна и шлака; паросъём системы испарительного охлаждения; температура чугуна.

Выполненный статистический анализ показал наличие на доменной печи явно выраженной стационарной окружной неравномерности работы ее нижней зоны, которая заключается в следующем (таблица).

Наибольшее количество выпусков было произведено на чугунную лётку №1, наименьшее – на чугунную лётку №3. В процентном соотношении количество выпусков на первую чугунную лётку составило 36,8%, на вторую – 34,0%, на третью – 29,2%.

Среднее время наполнения горна и длительность выхода продуктов плавки практически одинаково, не зависит от того, на какую лётку осуществлялся выпуск, и составляет около 36,1 минут и 64,9 минут соответственно.

Количество шихтовых материалов, загруженных на колошнике печи, в среднем составляло 13,6 подач и почти не зависит от того, на какую лётку осуществлялся выпуск.

Наиболее существенное различие наблюдается в количестве выданных продуктов плавки по лёткам. Средняя масса чугуна за выпуск наибольшая на чугунную лётку №3 (в 1,51 раза больше, чем на чугунную лётку №1, и в 1,13 раза больше, чем на чугунную лётку №2). Относительная неравномерность по выданной массе чугуна составила около 50%.

С другой стороны, среднее количество ковшей выданного шлака за выпуск на чугунную лётку №3 наименьшее (в 1,67 раза меньше, чем на чугунную лётку №1, и в 1,43 раза меньше, чем на чугунную лётку №2). Окружная относительная неравномерность составила около 67%. Она не может быть обусловлена длительностью выпуска, поскольку средняя продолжительность отработки продуктов плавки по чугунным

лёткам практически одинакова (64-66 минут), не может быть обусловлена количеством выпусков в сутки, в среднем за год их количество составило на чугунную лётку №1 – 5,2 выпуска в сутки, на чугунную лётку №2 – 4,7 выпуска в сутки и на чугунную лётку №3 – 4,1 выпуска в сутки. В какой-то мере количество выпусков по лёткам оказывает влияние на окружную неравномерность работы горна, однако полностью не объясняет имеющихся различий по массе отработанных продуктов плавки.

Таблица – Среднегодовые технологические параметры окружной неравномерности работы доменной печи объёмом 3000 м³

Параметры	№ лётки			Среднее значение	
	2	3	4		
1	2	3	4	5	
Количество выпусков, шт.	5,2	4,7	4,1	14,0	
Время наполнения, мин.	36,1	36,4	35,6	36,1	
Длительность выпуска, мин.	65,0	65,8	63,8	64,9	
Количество подач за выпуск, шт.	13,5	13,7	13,6	13,6	
Количество чугуна за один выпуск, т.	300	401	462	382	
Суточный выход чугуна, т.	1545	1901	1880	5326	
Количество ковшей шлака за один выпуск, шт.	8,2	7,0	4,9	6,8	
Суточный выход ковшей шлака, шт.	42,4	33,0	20,1	95,5	
Содержание в чугуне	Si, %	0,877	0,846	0,809	0,847
	Mn, %	0,145	0,138	0,135	0,140
	S, %	0,0215	0,0199	0,0224	0,0212
Основность шлака	1,232	1,241	1,235	1,236	

Как показал анализ, чугунная лётка №1 выдаёт существенно меньше чугуна в сутки, чем должно быть по расчёту, а шлака – наоборот, гораздо большее количество. Чугунная лётка №3 выдаёт выше расчётного количество чугуна, а шлака меньше, а чугунная лётка №2 отрабатывает несколько завышенное количество чугуна, шлака – ближе к расчётному.

В расчёте на сутки, количество чугуна через чугунную лётку №1 выходит 1545 тонн, через чугунную лётку №2 – 1901 тонна, через чугунную лётку №3 – 1880 тонн. Неравное количество выпусков по лёткам в какой-то мере даже выравнивает, сглаживает за сутки окружную неравномерность по массе выпущенных продуктов плавки. Аналогич-

ная картина наблюдается и по количеству ковшей вышедшего шлака по лёткам.

Создавшееся положение на доменной печи можно объяснить неправильной, неравномерной загрузкой шихтовых материалов, неравномерностью параметров комбинированного дутья попадающего в печь по окружности горна, асимметричностью геометрических размеров нижней части печи, чугунных лётков.

Неравномерная загрузка материалов на колошнике доменной печи в сочетании с окружной неравномерностью по массе продуктов плавки, должна привести к существенной неравномерности по химическому составу. Однако, по средним данным за год химический состав чугуна и шлака практически по всем лёткам стабилен. Это свидетельствует о том, что загрузка шихтовых материалов в норме. Соответствующие службы оценили работу засыпного аппарата удовлетворительной. Остаются остальные две причины. Неравномерное перераспределение параметров комбинированного дутья по окружности печи может оказать влияние на химический состав продуктов плавки, однако этого не показывают результаты статистической обработки. Оно не в силах вызвать такой существенный перекоп по массе продуктов плавки. Остаётся последнее – нарушена гидродинамика движения продуктов плавки во время отработки их из горна печи. Необходимо детально проанализировать эту версию, для полной уверенности в её справедливости.

На чугунной лётке №2 возросло количество выходящего чугуна, а особенно шлака.

На основании вышеизложенного напрашивается единственный вывод: каналы чугунной лётки находятся на различных уровнях по высоте горна.

Следует предположить, что чугунная лётка №3 находится по высоте на самом низком горизонте, и поэтому она выдаёт максимальное количество чугуна. Напротив, чугунная лётка №1 расположена на самом высоком горизонте горна и поэтому она выдаёт меньшее количество чугуна, однако самое большое количество шлака. Положение усугубляется ещё и тем, что она отработывает гораздо больший сектор горна, относительно второй и третьей лётки. Доказательством справедливости этих выводов служит и тот факт, что зачастую (особенно, когда предшествовал выпуск на чугунную лётку №3), на первой лётке выпуск начинался шлаком вперёд. Поскольку чугунная лётка №3 находится ниже остальных, она выдаёт наибольшее количество чугуна, и, тем самым, значительно снижает уровень его в печи, который за период наполнения не всегда достигает горизонта чугунной лётки №1.

Чугунная лётка №2 находится по высоте на среднем горизонте между чугунными лётками №1 и 3. Поэтому она выдаёт большое количество как чугуна, так и шлака.

Аномалией в горне печи является тот факт, что на третью лётку выходит малое количество шлака. Возможной причиной этого явления может служить наличие стационарной застойной зоны в секторе воздушных фурм № 18-22, препятствующей перетоку шлака к чугунной лётке №3. Нарушением, по всей видимости, является не соблюдение соотношений компонентов комбинированного дутья в этой зоне.

Наличие неравномерности выдачи массы продуктов плавки по окружности горна безусловно сказывается и на химическом составе чугуна и шлака.

Содержание кремния в чугуне, который выходит через чугунную лётку №1 – наибольшее, а на чугунной лётке №3 – наименьшее. Аналогично распределяется и содержание марганца. Объясняется это тем, что на первой лётке выдаётся свежевосстановленный чугун, имеющий повышенное содержание кремния. На чугунную лётку №3 выдаётся чугун из нижележащих слоёв, который имеет более низкую температуру и претерпевает химическую сегрегацию (содержание кремния минимальное). Более того, из-за образования стационарной застойной зоны шлака, имеет место понижение температуры расплавов, что также уменьшает содержание кремния в чугуне.

Колебания химического состава чугуна наибольшие в районе чугунной лётки №1, поскольку в нём он меньше всего усредняется, а наименьшие – в районе чугунной лётки №3, где происходит максимальное усреднение.

Наиболее качественный чугун по содержанию серы выходит на чугунной лётке №2. В этом секторе самые благоприятные условия для десульфурации целевого продукта. Во-первых, в секторе средний физический нагрев, во-вторых, основность шлака несколько завышенная и наконец в третьих, через лётку выходит большое количество и шлака, и чугуна, что приводит к дополнительной десульфурации чугуна в канале лётки. В секторе чугунных лёток №1 и №3 условия десульфурации несколько хуже, поэтому содержание серы в чугуне несколько завышено.

Для проверки вышеизложенных предположений следует установить действительное расположение лёток по высоте горна печи, а кроме того определить состояние распределения параметров комбинированного дутья по окружности печи.

С помощью нивелира, рейки и метода последовательных ходов были определены на доменной печи высоты расположения каналов чугунных лёток. Замеры производили неоднократно с проверками обратного хода. Наибольшая ошибка составляла около 10 мм. Результаты за-

мера следующие. Чугунная лётка №2 и №3 расположены ниже чугунной лётки №1 на 20 и 50 мм, соответственно.

Кроме того, измерения углов наклона рабочего органа бурильных машин показали, что угол наклона бура машины №1 составил $12,5^{\circ}$, а у машины №2, обслуживающей чугунные лётки №2 и №3 – $14,5^{\circ}$. При средней длине канала лётки 2,7-2,9 м разница угла наклона буров 2° приводит к тому, что внутреннее отверстие чугунной лётки №1 находится выше отверстия чугунной лётки №2 и №3 на 101 мм.

Следовательно, фактически внутренние отверстия чугунных лётки №2 и №3 относительно чугунной лётки №1 находятся ниже на 121 мм и 151 мм соответственно.

Площадь горна доменной печи составляет:

$$\left(\frac{11,6}{2}\right)^2 \times 3,14 = 105,6 \text{ м}^2,$$

где 11,6 – диаметр горна, м.

Объём горна между уровнями чугунных лётки №1 и №2 составляет:

$$105,6 \times 0,120 = 12,7 \text{ м}^3,$$

а между уровнями чугунных лётки №1 и №3 –

$$105,6 \times 0,150 = 15,8 \text{ м}^3.$$

Соответственно, в этих объёмах горна между лётками по высоте скапливается $12,7 \times 7,4 = 94,38$ тонн между первой и второй, и $15,8 \times 7,4 = 116,92$ тонн между первой и третьей (где $7,4 \text{ т/м}^3$ удельный вес передельного чугуна).

Чугунная лётка №1 находится выше всех лётки и из условий гидродинамики она выдаёт меньше чугуна, но больше шлака. Чугунная лётка №3 расположена ниже всех, поэтому она выдаёт больше чугуна, но меньше шлака. Вполне объяснимо, что после выпуска продуктов плавки на чугунную лётку №3 очередной выпуск на чугунную лётку №1 зачастую сопровождается выходом вперёд шлака, поскольку объём полученного чугуна между выпусками недостаточен для заполнения объёма горна от уровня чугунной лётки №3 до уровня чугунной лётки №1.

Для нормализации работы доменной печи был установлен одинаковый угол сверления канала чугунной лётки. В течении недели была ликвидирована окружная неравномерность работы доменной печи, что

позволило увеличить производительность печи на 5,1%, сократить расход кокса на 1,22%, уменьшить частоту горения воздушных фурм на 40%.

Выводы. Имеющаяся неравномерность работы печи, вызванная нарушением гидродинамических условий горна, оказывает существенные влияния на колебания химического состава чугуна и шлака по окружности печи, а также массы выдаваемых продуктов плавки по различным чугунным лёткам.

Для своевременной диагностики окружной неравномерности работы горна доменной печи, необходима организация определения величины средних значений и среднеквадратичных отклонений массы выдаваемых продуктов плавки и их химического состава по разным чугунным лёткам, а также проведение мероприятий по определению причин, их вызывающих, и принятие мер по их ликвидации. Это позволит улучшить технико-экономические показатели работы доменной печи.

Приведены результаты теоретического и практического исследований причин окружной неравномерности работы горна и доменной печи в целом и мероприятия по их ликвидации.

The results of theoretical and practical investigations of the reasons of circle irregularity of hearth and blast-furnace operation and development the measures on their liquidation.

Библиографический список

1. Рожавский Л.И., Негинский Б.М., Кочанов А.В. Анализ окружной неравномерности работы доменных печей большого объёма. // *Сталь*. - 1981.- №5. – С. 18-22.
2. Технологическая инструкция по доменному производству: ТИ 229-Д-031-14-2001; Утв. гл. инженером комбината. Срок действия установлен с 15.09.2001г. до 1.01.2005г. – Алчевск 2001. – 131 с.
3. Кацман В.Х., Емельянов В.А., Складовский Е.Н. Влияние равномерности процессов плавления железорудных материалов на показатели доменной плавки и однородность химического состава чугуна. // *Металлургия и коксохимия*. – 1984.– Вып. 84, – С. 37-39.
4. Онорин О.П., Гладышев В.И., Каплун Л.И. Фильтрация железистых шлаковых расплавов через коксовую насадку. // *Известия ВУЗов. Чёрная металлургия*.– 1987.– №2. – С. 11-12.
5. Ефименко Г. Г. и др. *Металлургия чугуна* / Г. Г.Ефименко, А.А. Гиммельфарб, В.Е.Левченко. – Киев: Вища школа, 1981. – 496 с.
6. Кротов В.К. Механизм и скорость обновления кокса в горне доменной печи. // *Сталь*. – 1986.– № 12. – С. 11-13.

*Канд. техн. наук, доцент Данько В.М.
(ДонГТУ, Алчевск, Украина)*

ТРЕБОВАНИЯ К ОБОРУДОВАНИЮ ДЛЯ НИЗКОТЕМПЕРАТУРНОЙ ПРОКАТКИ НА ТЛС

Наведено результати визначення потрібних для квазіізотермічної низькотемпературної прокатки енергосилових параметрів робочих клітей товстолистових станів.

Проблема и ее связь с научными и практическими задачами.

Известно [1], что применение низкотемпературной прокатки (НТП) на толстолистовых станах (ТЛС) целесообразно только при наличии у них значительных энергосиловых возможностей. На станах с малыми допустимыми усилиями и моментами рабочих клетей понижение температуры начала прокатки ведет к настолько большому увеличению числа проходов, что НТП существенно снижает производительность. Поэтому необходимо выяснить, какими энергосиловыми возможностями должен обладать ТЛС, чтобы преимущества НТП можно было использовать полностью.

Анализ исследований и публикаций.

Ничего близкого к затронутой теме в литературе не обнаружено, поскольку применение НТП на ТЛС является нашей оригинальной разработкой.

Постановка задачи.

Требуется определить допустимые усилия, моменты и мощности главных приводов клетей ТЛС для возможности ведения НТП с максимальной эффективностью. НТП будет максимально эффективной при уменьшении до минимума температуры начала прокатки $t_{нп}$, поскольку в этом случае до минимума снижается расход газа на нагрев слэбов перед прокаткой. Известно [2], что минимум $t_{нп}$ достигается при минимальной температуре конца прокатки $t_{кп}$, которая, как правило, ограничивается температурой распада аустенита $A_{г3}$. Поэтому НТП будет максимально эффективной при $t_{нп} \approx t_{кп}$. Поскольку в процессе прокатки температура не может быть все время равной $t_{нп} \approx t_{кп}$, хотя она и не слишком отклоняется от этого уровня, то такой процесс следует называть квазиизотермическим.

Т.о. задача состоит в том, чтобы найти усилия P и номинальные моменты M_n в черновой и чистовой клетях ТЛС, которые будут возни-

кать при квазиизотермической НТП для стали, с минимальной $t_{\text{кп}}$. По этим данным будет не трудно определить требуемые мощности двигателей данных клетей.

Изложение материала и результаты.

Одна из наименьших температур $A_{\text{ГЗ}}=730^{\circ}\text{C}$ у довольно распространенной низколегированной стали 65Г [3]. Поэтому она была взята в качестве объекта исследования при математическом моделировании квазиизотермической НТП. В качестве минимально допустимой $t_{\text{кп}}$ принята температура 750°C . Методика моделирования изложена в [2]. Поскольку при прокатке тонких листов происходит их быстрое захлаживание в чистой клетей, то здесь совместно с НТП применялась и „сухая прокатка” [2].

Для решения задачи использовали данные стана 2800, в том числе и по его сортаменту после реконструкции 2006г., в результате которой минимальная толщина листов уменьшилась до 7мм. Рассмотрели НТП трех типоразмеров раскатов максимальной ширины 2500мм: толщиной 7мм, 25мм и 50мм.

Результаты моделирования НТП и «сухой» прокатки листов размерами $7 \times 2500 \times 6000$ мм из слябов $250 \times 1250 \times 1640$ мм представлены в таблицах 1 и 2; результаты моделирования НТП листов размерами $25 \times 2500 \times 6000$ мм из слябов $300 \times 1500 \times 2030$ мм представлены в таблицах 3 и 4; а результаты моделирования НТП листов размерами $50 \times 2500 \times 6000$ мм из слябов $250 \times 1250 \times 1640$ мм представлены в таблицах 5 и 6.

Таблица 1 – Параметры НТП в черновой клетей листов $7 \times 2500 \times 6000$ мм

№	H, мм	Δh , мм	$\omega_{\text{зх}}$, 1/с	ω_{max} , 1/с	t, $^{\circ}\text{C}$	P, МН	M, МН·м
1	204	46	1,5	4,24	780,00	38,96	6,491
2	164	40	1,5	4,19	786,13	35,04	5,462
Кантовка							
3	139	25	1,5	3,56	792,28	50,71	6,368
4	117	22	1,5	3,72	796,32	46,73	5,532
5	96	21	1,5	3,91	801,29	46,05	5,330
6	77	19	1,5	4,29	803,74	45,85	5,063
Кантовка							
7	56,5	20,5	1,5	4,55	806,89	59,10	6,716
8	42	14,5	1,5	5,13	809,83	52,67	5,105
9	30	12	1,5	6,17	811,77	56,25	4,997

Таблица 2 – Параметры НТП и «сухой» прокатки в чистовой клети листов 7×2500×6000мм

№	H, мм	Δh, мм	$\omega_{зх}$, 1/с	ω_{max} , 1/с	t, °C	P, МН	M, МН·м
1	22,8	7,2	2,5	9,9	806,22	38,59	2,068
2	17,3	5,5	2,5	10,31	803,61	38,47	1,810
3	13,0	4,3	2,5	12,48	798,56	38,04	1,588
4	9,5	3,5	2,5	12,48	789,77	40,62	1,531
5	7	2,5	2,5	12,48	774,62	40,32	1,296

Таблица 3 – Параметры НТП в черновой клети листов 25×2500×6000мм

№	H, мм	Δh, мм	$\omega_{зх}$, 1/с	ω_{max} , 1/с	t, °C	P, МН	M, МН·м
1	271	29	1,5	4,28	760,00	41,96	5,654
2	244	27	1,5	4,19	767,64	38,37	5,015
Кантовка							
3	219	25	1,5	3,87	775,35	57,56	7,242
4	193	26	1,5	4,10	781,61	56,43	7,226
5	165	28	1,5	4,30	788,25	56,64	7,497
6	137	28	1,5	4,30	793,25	55,48	7,335
Кантовка							
7	113	24	1,5	4,60	798,55	54,09	6,658
8	90	23	1,5	4,94	803,42	54,67	6,587

Таблица 4 – Параметры НТП в чистовой клети листов 25x2500x6000мм

№	H, мм	Δh, мм	$\omega_{зх}$, 1/с	ω_{max} , 1/с	t, °C	P, МН	M, МН·м
1	75	15	2,5	7,59	805,96	44,45	3,425
2	62	13	2,5	8,24	798,72	42,5	3,053
3	50	12	2,5	9,05	791,63	44,83	3,093
4	39,5	10,5	2,5	10,07	784,24	45,93	2,966
5	31	8,5	2,5	11,28	776,11	44,74	2,606
6	25	6	2,5	12,48	766,79	40,12	1,981

Таблица 5 – Параметры НТП в черновой клетке листов 50x2500x6000мм

№	H, мм	Δh , мм	$\omega_{зх}$, 1/с	ω_{max} , 1/с	t, °C	P, МН	M, МН·м
1	276	24	1,5	4,25	760,00	38,33	4,376
2	250	26	1,5	4,19	767,65	37,93	4,860
Кантовка							
3	224	26	1,5	3,92	775,42	58,96	7,553
4	195	29	1,5	4,12	781,77	59,88	8,060
5	167	28	1,5	4,22	788,47	56,67	7,051
6	137	28	1,5	4,32	793,51	55,45	7,331
Кантовка							
7	119	20	1,5	4,44	798,84	48,28	5,476

Таблица 6 – Параметры НТП в чистовой клетке листов 50x2500x6000мм

№	H, мм	Δh , мм	$\omega_{зх}$, 1/с	ω_{max} , 1/с	t, °C	P, МН	M, МН·м
1	103	16	2,5	6,69	802,63	47,02	3,744
2	89	14	2,5	7,16	795,07	44,96	3,355
3	74	15	2,5	7,69	787,95	48,06	3,702
4	61	13	2,5	8,31	781,30	46,08	3,309
5	50	11	2,5	9,32	775,07	45,83	3,034

В этих таблицах H – толщина раската до прохода; Δh – обжатие в проходе; $\omega_{зх}$ и ω_{max} – угловая скорость захвата и максимальная в проходе; t – среднemasсовая температура металла в проходе.

По таблицам видно, что для НТП первого типоразмера листов черновая клетка должна иметь [P] = 60 МН, [M_н] = 4,8 МНм и N_н = 12500 кВт, а для чистовой клетки [P] = 41МН, M_н] ≥ 2,2 МНм и N_н = 11380 кВт.

Для НТП второго типоразмера необходимы [P] = 58 МН; [M_н] = 5,2 МНм и N_н ≥ 13630кВт, а для чистовой клетки [P] = 46 МН; [M_н] = 2,93 МНм и N_н = 15240 кВт.

Для НТП третьего типоразмера необходимы [P] = 60 МН; [M_н] = 5 МНм и N_н = 12900 кВт, и для чистовой клетки [P] = 50 МН; [M_н] = 3 МНм и N_н = 15000 кВт.

Изменение температуры раскатов по проходам представлено на рисунке 1 (здесь штрих-пунктирная линия - для листа толщиной 7мм, пунктирная – для листа толщиной 25мм и сплошная – для листа 50мм).

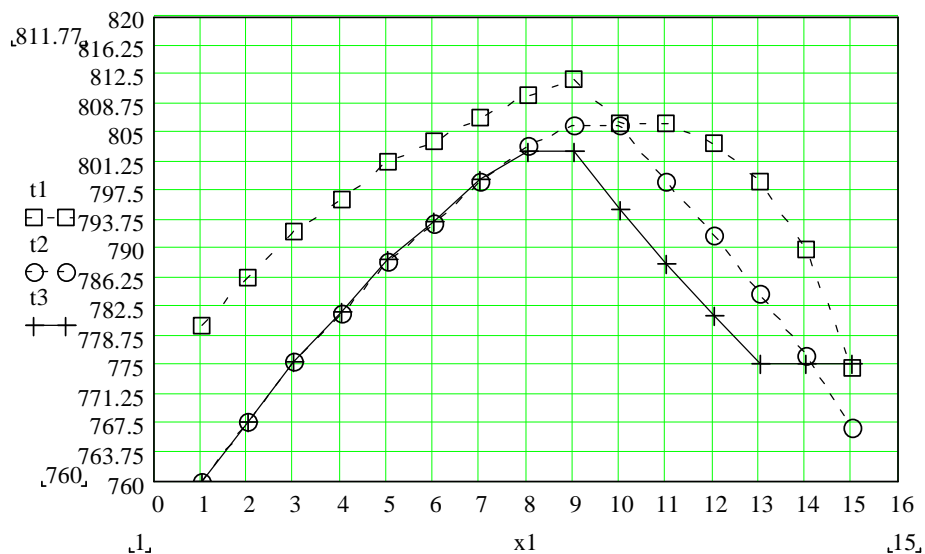


Рисунок 1– Изменение температуры раскатов по проходам

По рисунку видно, что во всех случаях в черновой клетке (проходы до №8 или №9) температура растет, а в чистовой клетке – падает. Для самого тонкого листа $t_{нп}$ наибольшая, а $t_{кп}$ – наименьшая, и это при применении еще и «сухой» прокатки в чистовой клетке. Только НТП тонких листов вообще невозможна, т.к. в этом случае $t_{нп}$ равна температуре начала обычной, высокотемпературной прокатки. То видно, что наибольший эффект от НТП получается на листах с большой толщиной.

Выводы.

Для максимальной эффективности низкотемпературной прокатки рекомендуются следующие параметры оборудования ТЛС:

1. Черновая клетка:

- Максимально допустимое усилие прокатки $[P] = 60$ МН;
- Номинальный момент главного двигателя $[M_n] \geq 5$ МНм;
- Мощность главного двигателя (двигателей) $N_n = 14000$ кВт.

2. Чистовая клетка:

- Максимально допустимое усилие прокатки $[P] = 50$ МН;
- Номинальный момент главного двигателя $[M_n] = 3$ МНм;
- Мощность главного двигателя (двигателей) $N_n \geq 15000$ кВт.

Приведены результаты определения требуемых для квазиизотермической низкотемпературной прокатки энергосиловых параметров рабочих клеток толстолистовых станов.

The results of determination of the energy-power parameters of working stands of the plate mills, required for the quasi-isothermal low temperature rolling, are presented.

Библиографический список

1. Данько В.М. Низкотемпературная прокатка при производстве толстых листов. // Сб. научн. тр. ДГМИ.-Алчевск,2002.- Вып.16.-С.143-149.

2. Данько В.М. Низкотемпературная и «сухая» прокатка на толстолистовых станах. // Удосконалення процесів та обладнання обробки тиском в металургії та машинобудуванні. Тем. зб. наук. праць.- Краматорськ, 2001.-С.478-480.

3. Марочник сталей и сплавов. М.: Машиностроение, 1989.- 639с.

*Канд. техн. наук, доцент Ямкова М.А.
(ДонГТУ, г.Алчевск, Украина)*

МАТЕМАТИЧЕСКОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ РАБОТЫ НАГНЕТАТЕЛЬНОГО КЛАПАНА ПОРШНЕВОГО НАСОСА ВЫСОКОГО ДАВЛЕНИЯ С УЧЕТОМ ВЯЗКОГО И СУХОГО ТРЕНИЯ

В статті наведено розгляд питання динаміки нагнітального клапана при урахуванні в'язкого і сухого тертя, що є істотною нелінійністю.

Постановка проблемы и ее связь с научными и техническими задачами.

Насосы высокого давления нашли широкое применение в промышленности, в частности в установках для гидросбива окалины. Однако, разрабатываемые в Украине системы гидросбива еще несовершенны, а импортные, при более высоких показателях, - чрезмерно дороги. Поэтому представляется актуальным разработать отечественные системы, обеспечивающие высокие эксплуатационные показатели. Одним из важных показателей является стабильность давления. Насосы должны обеспечивать астатизм первого порядка по отношению к задающим и возмущающим воздействиям, а в идеальном случае система гидросбива должна быть инвариантна к параметрическим возмущениям при максимальном быстродействии. Для разработки таких систем необходимо адекватное математическое описание всех элементов системы, учитывающее возможные нелинейности.

Данная статья посвящена математическому описанию нагнетательного клапана насоса высокого давления.

Анализ исследований и публикаций.

Анализ отечественных и зарубежных исследований показывает, что при моделировании работы клапанов или вообще не учитываются силы трения (как, например, в [1]), или же при рассмотрении динамики принимаются линеаризованные модели клапанов, которые не позволяют учитывать существенные нелинейности, в частности сухое трение [2, 3], и вводят в рассмотрение только вязкое трение. Как показывает практика эксплуатации гидравлического оборудования, недостаточно адекватные математические модели рабочих процессов приводят зачастую к нежелательному виду этих процессов.

Постановка задачи.

Цель статьи состоит в адекватном математическом описании работы нагнетательного клапана с учетом упругости пружины, а также сил вязкого и сухого трения.

Основные результаты исследований

Запишем математическую модель клапана в виде:

$$Q_{кл} = \mu_{кл} A_{кл} \sqrt{\frac{2}{\rho} p} \quad (1)$$
$$A_{кл} = \pi d_{кл} h$$

$$m_{кл} \frac{d^2 h}{dt^2} = A_{кл} (p_n - p_3) - F_{пр} - F_{з\delta} - F_{ж.тр} - F_{тр}$$
$$F_{пр} = C_{кл} (h_0 - h)$$
$$F_{з\delta} = 2 \mu^2 \pi d_{кл} h (p_n - p_{сл}) \quad (2)$$
$$F_{ж.тр} = \beta_{кл} \frac{dh}{dt}$$
$$F_{тр} = F_{тр_0} \operatorname{sign} \left(\frac{dh}{dt} \right)$$

где $Q_{кл}$ - расход жидкости через клапан; $\mu_{кл}$ - коэффициент расхода основного клапана; $A_{кл}$ - площадь поперечного сечения проходного отверстия; p_n - давление насоса; h - перемещение клапана; $F_{пр}$ - сила пружины клапана; $F_{з\delta}$ - гидродинамическая сила давления; $F_{ж.тр}$ - сила жидкостного трения; $F_{тр}$ - сила сухого трения; $F_{тр_0}$ - модуль силы сухого трения; ρ - плотность жидкости; $C_{кл}$ - жесткость пружины клапана; $d_{кл}$ - диаметр клапана; $m_{кл}$ - масса клапана; $\beta_{кл}$ - коэффициент вязкого трения.

Промоделируем динамику клапана при постоянном давлении 600 МПа и следующих параметрах: $C_{кл} = 5 \text{ Н/мм}^2$, $F_{тр_0} = 30000 \text{ Н}$, $\beta_{кл} = 100 \text{ Нс/см}^2$, $\mu_{кл} = 0.5$, $d_{кл} = 4 \text{ см}$, $\rho = 1 \text{ г/см}^3$, $m_{кл} = 200 \text{ гр}$.

С учетом того, что сухое трение представляет собой существенную нелинейность, нам представляется наиболее удобным воспользоваться для совместного решения уравнений (1) и (2) пакетом SIMULINK программы MATLAB.

Результаты моделирования и математическая модель приведены на рис.1 и 2.

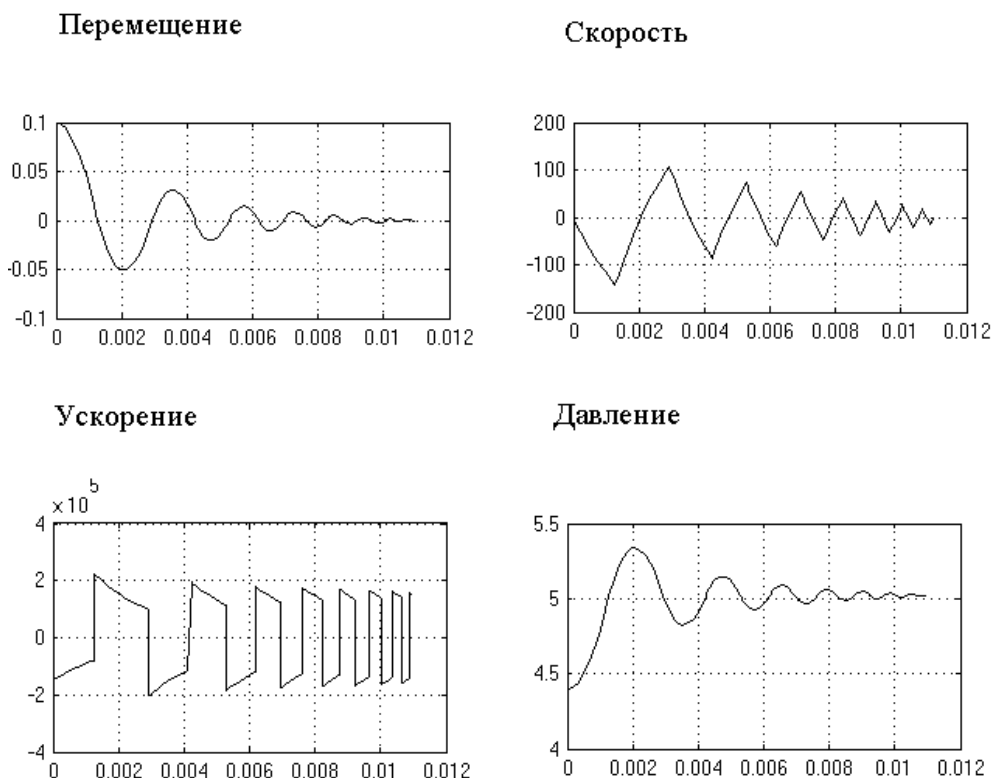


Рисунок 1 – Переходные процессы при работе клапана и учете сил вязкого и сухого трения.

Были проведены исследования адекватности модели клапана без учета сил вязкого и сухого трения.

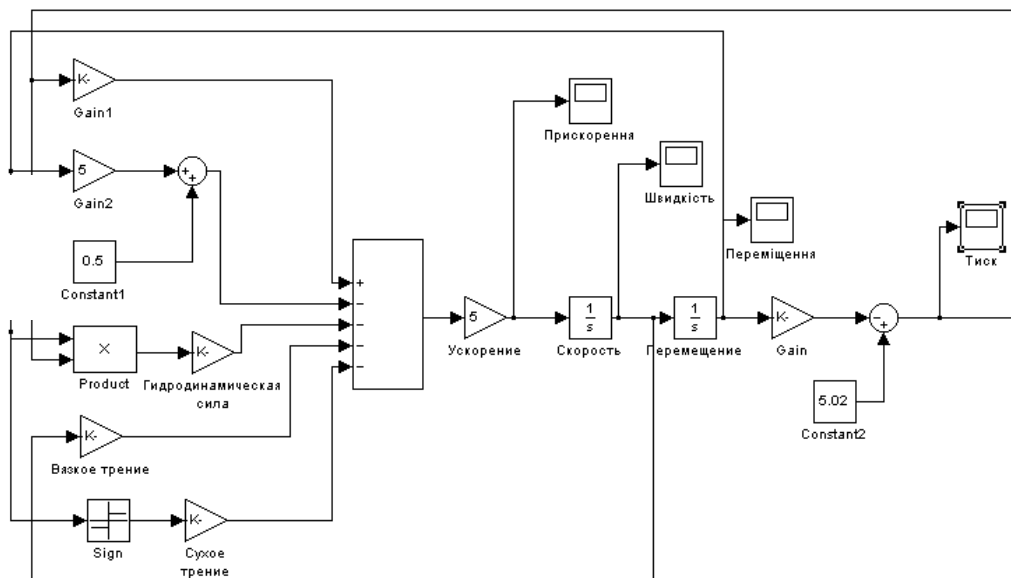


Рисунок 2 – Математическая модель клапана.

Если пренебрегать силами трения (как это сделано в [1]), то из уравнения (2) можно получить в операторной форме выражение для перемещения клапана в следующем виде:

$$h(s) = \frac{-\pi d_{\text{кл}}^2 (p_H - p_3) - 4C_{\text{кл}} h_0}{4s(m_{\text{кл}} s^2 + 2\mu^2 \pi d_{\text{кл}} (p_H - p_{\text{сл}}) + C_{\text{кл}})},$$

где s – оператор дифференцирования. При этом в знаменателе получится пара чисто мнимых корней, что говорит о незатухающих колебаниях в системе. Это очевидно и из физических соображений, т.к. при пренебрежении силами трения в системе отсутствует диссипация энергии. На рис.3 приведены переходные процессы без учета силы трения.

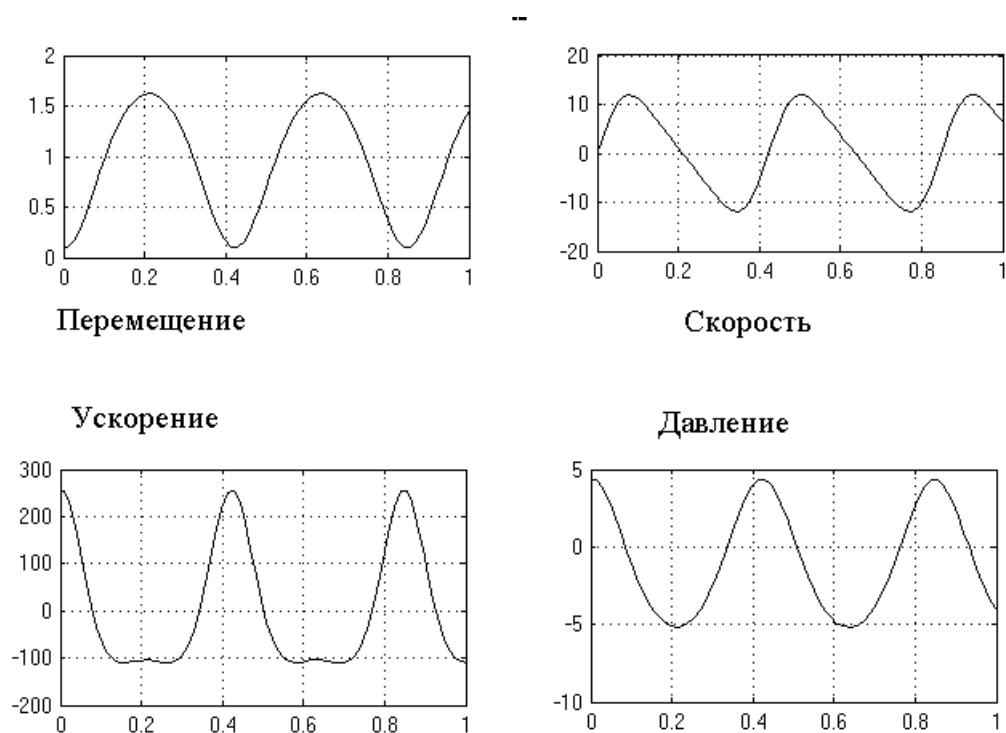


Рисунок 3 – Переходные процессы при пренебрежении силами трения

Исследовалась также правомерность неучета силы сухого трения, представляющей собой существенную нелинейность. При этом из уравнения (2) получено в операторной форме выражение для перемещения

$$h(s) = \frac{-\pi d_{кл}^2 (p_H - p_3) - 4C_{кл} h_0}{4s(m_{кл}s^2 + \beta_{кл}s + 2\mu^2 \pi d_{кл} (p_H - p_{сл}) + C_{кл})},$$

отличающееся от предыдущего только слагаемым $\beta_{кл}s$ в знаменателе. Характер переходных процессов зависит от корней квадратного уравнения в знаменателе.

При отрицательном дискриминанте корни будут комплексно сопряженными, и переходный процесс будет представлять собой затухающие колебания. Оценим эти корни. Для получения колебательности необходимо выполнить следующее условие:

$$p_H > \frac{\beta_{кл}^2 - 4m_{кл}C_{кл}}{8m_{кл}\mu_{кл}^2 \pi d_{кл}},$$

что при наших параметрах клапана составит 1988 МПа, получить же такое давление в насосе нам не представляется возможным. Следовательно, при учете лишь вязкого трения модель также неадекватна, так как процесс получается аperiodическим. На рис. 4 приведены графики этих процессов.

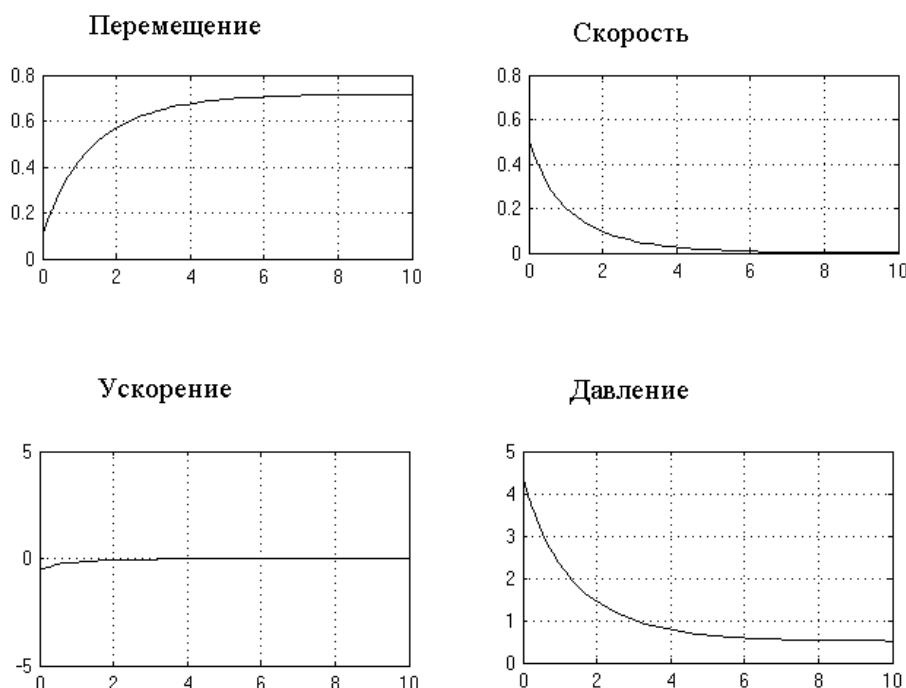


Рисунок 4 – Переходные процессы при учете только вязкого трения.

Выводы

Как показало математическое моделирование, роль диссипативных сил при формировании колебательных процессов в гидромашинах и их элементах чрезвычайно велика, и их неучет приводит к неадекватности математической модели клапана. При чем необходимо принимать во внимание как вязкое трение, так и сухое, представляющее собой существенную нелинейность. Принимая во внимание, что интенсивность процесса гидросбива повышается при его пульсирующем характере, необходимо так подбирать значения жесткости пружины и сил трения, чтобы обеспечить максимальную амплитуду колебаний давления воды с частотой, близкой к собственной частоте колебаний окалины, при которых будет происходить максимальное разрушение окалины, а само гидравлическое оборудование будет работать в безаварийном режиме.

В статье рассматриваются вопросы динамики нагнетательного клапана при учете вязкого и сухого трения, представляющего собой существенную нелинейность.

In the article the questions of dynamics of forcing valve at the account of viscid and dry friction being substantial nonlinear are presented.

Библиографический список

1. Башта Т.М. Гидравлика, гидромашины и гидроприводы/ Т.М.Башта, С.С.Руднев, Б.Б.Некрасов и др. – 2-е изд., перераб. – М.: Машиностроение, 1982.
2. Попов Д.Н. Динамика и регулирование гидро- и пневмосистем. Учеб. Для машиностроительных вузов. – М.: Машиностроение, 1976. – 424 с.
3. Прокофьев В.Н. Динамика гидропривода. – М.: Машиностроение, 1972. – 292 с.

*Ассистент Эссельбах В. С.
Канд. техн. наук, доцент Эссельбах С. Б.
Канд. техн. наук, доцент Куберский С. В.
Канд. техн. наук, профессор Дорофеев В.Н.
Канд. техн. наук, доцент Семирягин С.В.
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)*

ТЕХНОЛОГИЧЕСКИЕ ОСОБЕННОСТИ ЭЛЕКТРОМАГНИТНОЙ ОБРАБОТКИ РАСПЛАВОВ

Наведені результати досліджень магнієвої обробки переробного чавуну з використанням електромагнітних впливів. Встановлено фракційний склад десульфуратора і витрати основних матеріалів. Розроблена конструкція установки та технологія десульфурзації чавуну.

Проблема и ее связь с научными и практическими задачами. Высокое качество металлопродукции в значительной степени обеспечивается внепечной подготовкой сырьевых материалов и внеагрегатной обработкой чугуна и стали.

Одной из основных технологических операций способствующих повышению качества стали является внепечная десульфурация передельного чугуна. Обеспечение низкого содержания серы в передельном чугуне способствует снижению расхода сырья, топлива, длительности плавки, а также повышению выхода годного и качественных показателей металлопродукции.

Анализ исследований и публикаций. В настоящее время в отечественной и зарубежной практике наиболее распространенным десульфуратором чугуна является магний. Использование для обработки гранулированного магния и в виде порошковой проволоки позволяет провести довольно эффективную десульфурацию, однако резервом повышения эффективности является снижение расхода магнийсодержащего материала, увеличение степени десульфурации, упрощение технологической схемы обработки и используемого оборудования. В последние годы разрабатываются новые способы магниевой обработки из которых необходимо выделить разработки НМетАУ и ДонГТУ использующие глубинное восстановление магния и электромагнитные воздействия на обрабатываемый чугун. Несмотря на перспективность данных технологических схем, требуются дополнительные исследования для их дальнейшего совершенствования.

Постановка задачи. Основной задачей предложенной работы было усовершенствование технологических параметров магниевого об-работки чугуна с использованием электромагнитных воздействий на него в процессе десульфурации.

Изложение материала и его результаты. На основании ранее проведенных теоретических и экспериментальных теплотехнических исследований было установлено, что для параметров лабораторной установки по электромагнитной обработке расплавов созданной в условиях кафедры «Металлургии черных металлов» ДонГТУ время подготовительных операции не должно превышать 40 с, а общее время обработки чугуна (при первоначальной температуре ковша 300 – 400 °С и чугуна 1400 – 1450 °С) составляет от 3 до 7 мин.

Кроме теплотехнических характеристик процесса, важное значение имеют газодинамика и массообмен которые должны быть исследованы при разработке технологии ввода магния в утяжеленный электромагнитным способом поток чугуна, нисходящий в активной зоне ковша-реактора.

Важным вопросом обработки является управление процессом парообразования. Необходимо учитывать, что испарение магния может быть контролируемым в том случае, если подавать его равномерно в течение времени обработки в виде частиц, при испарении которых образуются пузыри, не превышающие ширину активной зоны (30 мм). Влияние размера частицы магния на процессы ее нагрева и испарения, а также параметры образующегося из нее пузыря приведены на рисунке 1 и в таблице 1.

Из таблицы 1 и рисунка 1 следует, что частицы применяемого для электромагнитной обработки магния должны быть фракции 2 мм. В этом случае испарение магния не вызывает выбросов чугуна из активной зоны.

Часть испаряющегося из частицы магния расходуется на взаимодействие с компонентами чугуна и на растворение в расплаве. Наиболее желательно иметь гранулы магния 1 – 2 мм, в этом случае размер пузырей не будет превышать 30 мм. Время испарения частицы должно быть больше, чем время получения электрического контакта частицы с расплавом, чтобы электромагнитное утяжеление частицы произошло. По этой причине применение гранул меньше 0,5 мм нежелательно. Часть магния, который испарился, но не усвоился чугуном, уходит в газовую фазу над металлом активной зоны. Его нужно вернуть в конденсированную фазу если не полностью, то хотя бы частично. Для этого на поверхности металла активной зоны должен быть слой твердого или жидкого вещества, способного поглотить пар магния. Это может быть фторидный шлак (например, криолит), ферросилиций или их смесь.

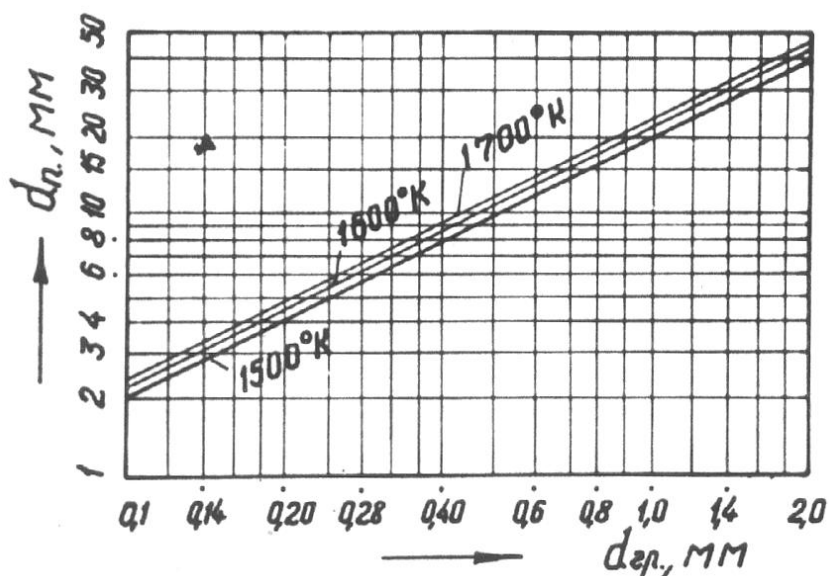


Рисунок 1 — Время прогрева и испарения частиц магния

Таблица 1 — Влияние размера гранул магния на время прогрева и испарения, а также размеры образующихся пузырей.

Размер гранул магния, мм	0,3	0,4	0,5	1,0	2,0
Время прогрева частицы τ_{np} , с	0,002	0,003	0,004	0,006	0,012
Время испарения частицы, с	0,13	0,18	0,22	0,45	0,9
Размер образующегося пузыря, мм	8	9	12	22	40

Таким образом, на 30 кг обрабатываемого в реакторе чугуна за 3 – 7 минут требуется ввести равномерно 30 – 50 г магния в гранулах, 100 – 150 г дробленого ферросилиция и 30 – 50 г криолита. Криолит способствует освобождению поверхности гранул магния от пассивных пленок и облегчению их электрического контакта с окружающим веществом. Часть улетающих паров магния, абсорбированных криолитом и ферросилицием, остается в системе и продолжает участвовать во взаимодействии с циркулирующим через активную зону чугуном. Увлечение потоком чугуна, нисходящим в активной зоне, криолита и ферросилиция с поверхности ослаблено утяжелением чугуна. Увлечение частиц магния тем самым утяжелением усилено.

При выбранном способе обработки каждый килограмм чугуна, заполняющего ковш-реактор, проходит через активную зону в среднем 2

раза и находится в контакте с поданными реагентами 3 – 4 минуты, т.е. практически на протяжении всего времени циркуляции расплава.

Усвоение чугуном частиц ферросилиция экзотермично, что иллюстрируется рисунком 2. Тепловые эффекты рассчитаны по температурным рядам теплоемкости. Частица ферросилиция, получив контакт с жидким чугуном, прогревается докрасна. Затем на границе контакта появляется ослепительно белая кромка, которая увеличивается и быстро занимает всю частицу. Время усвоения частиц ферросилиция определяли визуально.

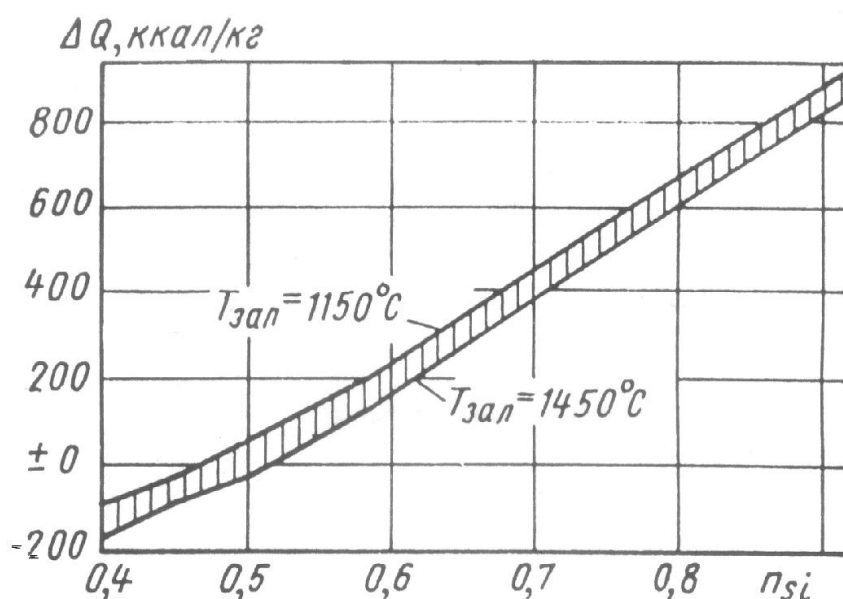


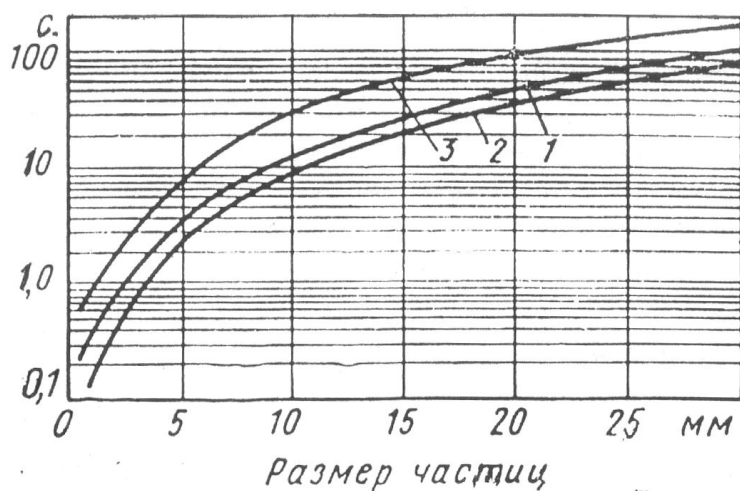
Рисунок 2 — Тепловые эффекты усвоения ферросилиция чугуном

По сравнению с твердым состоянием, электропроводность «побелевшей» расплавленной частицы возрастает на 1 – 2 порядка [1] и становится чуть больше, чем у чугуна. Электромагнитное утяжеление способствует усвоению расплавившихся частиц, но препятствует вовлечению в поток еще твердых частиц. Время усвоения чугуном отдельных кусочков ферросилиция показано на рисунке 3.

Это время одного порядка с испарением частиц магния (рис. 2). Так что размеры зерен ферросилиция, подаваемого в расплав совместно с магнием и криолитом, должны быть примерно такие же, как и у частиц магния. Однородный по фракционному составу вид присадки облегчает ее подачу в активную зону ковша-реактора. Вводимый с магнием ферросилиций служит также как графитизирующий модификатор и корректирующая добавка к химическому составу чугуна.

С учетом тепло-массообменных параметров процесса была разработана установка для электромагнитной обработки расплавов (рис.4),

которая может использоваться не только в лабораторных но и в промышленных условиях.

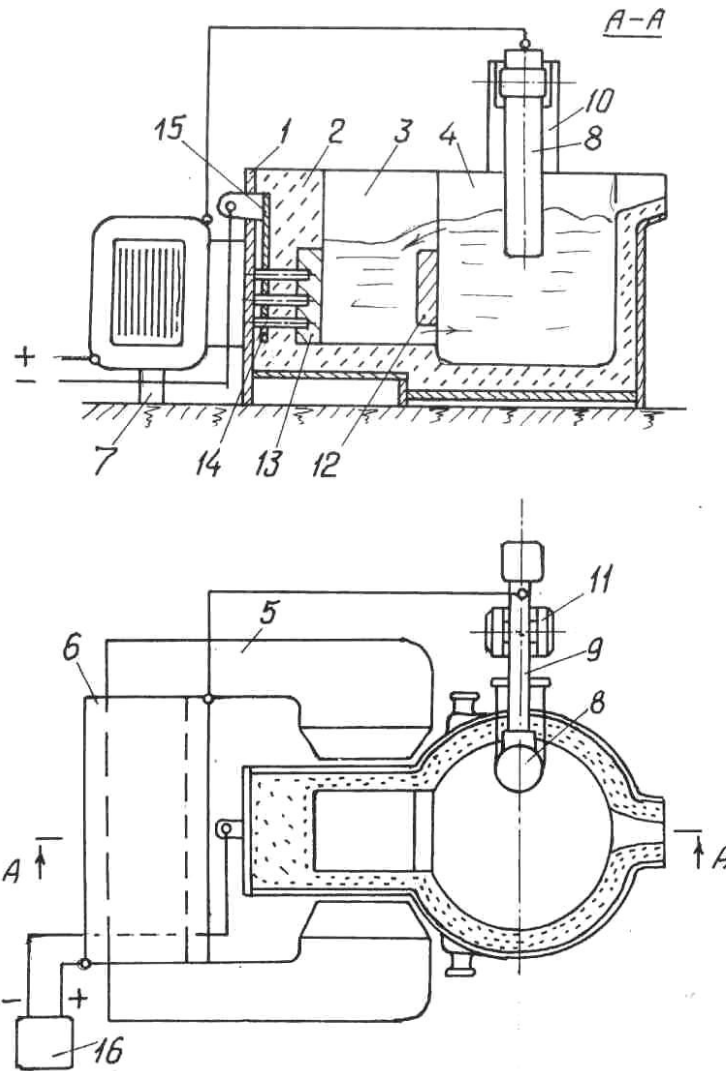


1 – ФС75; 2 – ФС90; 3 – лигатура $Si-Ca-Ba$

Рисунок 3 — Время усвоения частиц чугуном при 1350 °C

Ковш-реактор установки содержит неферромагнитный корпус 1, футеровка 2 активной зоны 3 и миксерной зоны 4 шамотная плюс асбест. Стенка торца активной зоны 3 выполнена теплоизолирующей и токопроводящей. Такие несовместимые свойства ей приданы за счёт того, что стенка состоит из графитированной плиты 13, медной шины 15, плита и шина электрически соединены жаропрочными шпильками 14, а пространство между шпильками заполнено кварцитом с добавкой борной кислоты. Ток от плиты 13 к шине 15 свободно проходит по шпилькам 14. В резьбах обеспечивается надёжный электрический контакт. Передача тепла от плиты 13 к шине 15 затруднена, потому что площадь поперечного сечения всех шпилек 4-5 % от тепловоспринимающей поверхности плиты 13, и тепло уходит фактически только по шпилькам 14.

Электромагнит установки имеет С-образный магнитопровод 5 с обмотками 6 на тыльной стороне. С точки зрения индукции В, это не выгодно, но конструктивно вынужденно. Магнит размещён на опорах 7. На границе активной 3 и миксерной 4 зон ковша-реактора размещена перегородка 12 с каналами для перетекания расплава. Перегородку делали графитовой, графито-шамотной и шамотной. Лучше работает графитовая, циркуляция интенсивнее. При шамотной перегородке циркуляция вялая, влияет пережим пинчем и утяжеление металла в верхнем канале. Графито-шамотная перегородка наиболее приемлема: она выполняется из плит стандартных размеров, обладает электропроводностью и не препятствует циркуляции расплава.



- 1 – корпус, 2 – футеровка, 3 – активная зона,
 4 – миксерная зона, 5 – магнитопровод, 6 – катушки,
 7 – опоры, 8 – электрод, 9 – электрододержатель,
 10 – стойка, 11 – подшипник, 12 – перегородка,
 13 – графитовая плита, 14 – жаропрочные шпильки,
 15 – шина, 16 – источник тока.

Рисунок 4 — Установка для электромагнитной обработки распла-
 вов.

Ток на перегородку 12 и далее в активную зону 3 подводится че-
 рез металл миксерной зоны 4 погружаемым графитированным электро-
 дом 8. Электрод 8 прижат к медной головке, приваренной на шинную
 проводку, смонтированную на поворотную конструкцию 9. Прижим
 выполнен в виде ленты из стали 1Х18Н9Т, прижим резьбовой, подпру-
 жиненный.

При постановке ковша-реактора на рабочую позицию, как показано на рис. 4, производится его подключение в цепь рабочего контура пневматическими зажимами на шины 9 и 15 (зажимы на рис. 4 не показаны).

Поворотная конструкция с шиной 9 (электрододержатель) размещена своими цапфами в глухих подшипниках 11 с текстолитовыми вкладышами на стойке 10. По стойке 10 выполнен подвод тока шинами, изолированными от металлоконструкции асбестовым картоном и закреплёнными болтами с изоляционными втулками. Таким образом, весь участок токоподвода от вывода «плюс» источника тока 16 до электрода 8 электрически изолирован от металлоконструкций цеха и установки. Пневмозажим, подсоединяющий шину 9 на электрододержателе к шинопроводу, размещённому на стойке 10, включают, когда электрододержатель 9 с электродом 8 повернут в горизонтальное положение и конец электрода погружён в расплав миксерной зоны 4.

Работа установки по электромагнитной обработке расплава заключается в следующем.

Устанавливают на специальный стенд прогретый ковш-реактор. Подают жидкий расплав и наливают его в ковш-реактор до заданного уровня. Ковш-реактор переводят в рабочую позицию активной зоной в зазор электромагнита, как показано на рис. 4. Поворачивают электрододержатель 9 в горизонтальное положение и погружают электрод 8 в расплав. Подключают пневмозажимами электроды 8 и 13 в цепь рабочего тока установки. Включают подачу тока от выпрямителя 16 и плавно доводят его величину до заданной. В ковше-реакторе происходит циркуляция расплава, как показано стрелками на рис. 4. По лотку подают магний. Магний попадает в активную зону. При использовании чушкового магния через 1 – 2 с чушка начинает постепенно погружаться вглубь металла активной зоны. Когда чушка магния скрывается под уровень металла, подают следующую. Весь цикл продолжается около 20 с в зависимости от количества использованного магния. Пирозффекта и выбросов нет. После ввода всего магния выключают подачу тока. Отключают пневмозажимы ковша. Поднимают электрододержатель с электродом из миксерной зоны.

Таким образом, проведенная работа позволила определить фракционный состав и расход десульфуратора, необходимые добавочные материалы, уточнить конструкцию установки для магниевой обработки чугуна и ее технологические параметры. В дальнейшем необходимо проведение опытных плавок на лабораторной установке по десульфурации передельного чугуна с целью уточнения параметров обработки и ее оптимизации.

Приведены результаты исследований магниевой обработки переплавленного чугуна с использованием электромагнитных воздействий. Определен фракционный состав десульфуратора и расход основных материалов. Разработана конструкция установки и технология десульфурации чугуна.

The research results of magnesium treatment of pig-iron using the electromagnetic effect are presented. It was determined the fractional content of desulfurizing agent and consumption of main products. It was developed the design of installation and technology of desulfurization of iron.

Библиографический список.

1. Ватолин Н.А. и др. Исследование электросопротивления расплавов на основе кальция, кремния и магния. Сб. Свойства расплавленных металлов, М. Наука, 1974.

*Старший преподаватель Козачишен В.А.
канд. техн. наук, доцент Попов Г.Н.
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)*

ИНТЕНСИВНОСТЬ УВЛАЖНЕНИЯ АГЛОМЕРАЦИОННОЙ ШИХТЫ ПРИ ОКОМКОВАНИИ

Виконано вивід рівнянь зовнішніх кінетичних обставин грануляції агломераційної шихти, які органічно пов'язують зволоження, рух матеріалу та параметри барабанного огрудкувача.

Проблема и ее связь с научными и практическими задачами.

В настоящее время при расчете окомкователей агломерационной шихты исходят из условий механики движения сыпучего материала во вращающемся цилиндрическом грануляторе. В работе выполнен вывод уравнений, связывающих режим движения и режим увлажнения шихты при окомковании.

Анализ исследований и публикаций. В настоящее время в теории и практике окомкования нет уравнений характеризующих интенсивность увлажнения агломерационной шихты при окомковании.

Постановка задачи. Обосновать теоретически и вывести уравнения интенсивности увлажнения шихты в цилиндрическом вращающемся окомкователе.

Изложение материала и его результаты. Для математического описания внешних кинетических условий грануляции необходимы характеристические параметры, связывающие режим подачи воды для окомкования и режим движения сыпучих материалов.

Интенсивность пропитки пористого материала жидкостью подчиняется уравнению Дарси. Агломерационная шихта также представляет собой капиллярно-пористый материал, одним из свойств которого является взаимодействие с водой. По аналогии с уравнением Дарси, можно принять показатель, характеризующий внешние кинетические условия грануляции – интенсивность увлажнения. Предлагаемый показатель характеризует количество воды, которое дозируют в агломерационную шихту в единицу времени на единицу площади, и определяется формулой:

$$I = \frac{P_B}{s \cdot t}, \quad (1)$$

где I – интенсивность увлажнения, $\text{кг}/\text{м}^2 \cdot \text{с}$;
 P_B – количество воды, добавляемой в шихту в процессе ее грануляции, кг ;
 s – площадь зоны увлажнения, м^2 ;
 t – время, с .

Наиболее простым случаем для анализа факторов, влияющих на интенсивность увлажнения, является насыщение водой шихты, уложенной слоем прямоугольной формы (рис. 1). Если через форсунки, образующие сплошную линию увлажнения шириной b , подавать воду, то интенсивность увлажнения можно представить в виде:

$$I = \frac{P_B}{b \cdot L \cdot t}, \quad (2)$$

где b – ширина зоны увлажнения, м ;
 L – длина увлажненного слоя шихты, м ;
 t – время увлажнения, с .

Длину зоны увлажненного материала можно выразить через скорость движения увлажняемого материала и время:

$$L = v \cdot t. \quad (3)$$

Тогда уравнение (1) принимает вид:

$$I = \frac{P_B}{b \cdot v \cdot t^2}. \quad (4)$$

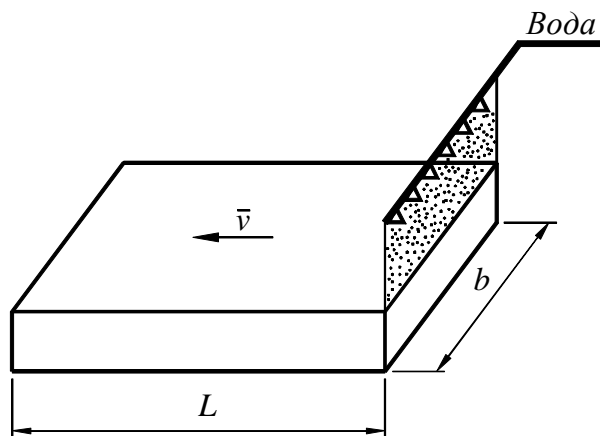


Рисунок 1 – Схема увлажнения шихты при линейном движении слоя

Полученное уравнение удобно использовать для расчета интенсивности увлажнения в грануляторах различного типа. Рассмотрим взаимосвязь факторов, влияющих на интенсивность

увлажнения агломерационной смеси в грануляторах барабанного типа. Разработка упрощенной методики расчета основывается на предположении, что скорость материала по восходящему участку криволинейной траектории движения частиц в поперечном сечении барабана равна средней скорости движения материала по нисходящему участку, то есть

$$v_{кр} \approx v_{нар}, \quad (5)$$

где $v_{кр}$ – скорость движения частиц шихты, при подъеме по окружности барабана, м/с;
 $v_{нар}$ – скорость движения материала по параболическому участку траектории, при ее движении вниз, м/с.

Скорость движения шихты на круговом участке траектории примерно постоянна и равна окружной скорости гранулятора.

$$v_{кр} = \pi \cdot D \cdot n. \quad (6)$$

С учетом (6) уравнение (4) примет вид:

$$I = \frac{P_B}{b \cdot \pi \cdot D \cdot n \cdot t^2}. \quad (7)$$

Скорость движения шихты по параболическому участку неравномерна [1] в верхней и нижней части траектории скорость равна нулю, примерно в средней – максимальна. Средняя скорость материала, ссыпающегося по параболическому участку траектории, несколько выше, чем по круговому. Поэтому и толщина поднимающегося слоя шихты выше толщины ссыпающегося слоя в силу непрерывности потока материала. Если отношение скоростей характеризовать отношением толщин поднимающегося h_n и h_c ссыпающегося слоев, то средняя скорость скатывания частиц шихты будет равна:

$$v_{нар} = \pi \cdot D \cdot n \cdot \frac{h_n}{h_c}. \quad (8)$$

В этом случае средняя скорость материала по круговой и параболической траектории равна

$$v_{ср} = \frac{1}{2} \cdot \pi \cdot D \cdot n \cdot \left(1 + \frac{h_n}{h_c}\right). \quad (9)$$

С учетом (9) уравнение (7) принимает вид

$$I = \frac{2 \cdot P_B}{b \cdot \pi \cdot D \cdot n \cdot t^2 \cdot \left(1 + \frac{h_n}{h_c}\right)}. \quad (10)$$

В промышленных условиях более точно определить количества воды на окомкование можно через начальную, конечную влажности и расход шихты.

Конечная влажность агломерационной шихты равна отношению количества воды к общей массе влажного материала:

$$W_K = \frac{P_{BH} + P_B}{P_{BH} + P_B + P_{ШС}}, \quad (11)$$

где W_K – конечная влажность аглосмеси, %;

P_{BH} – количество воды в шихте до окомкования, кг ;

$P_{ШС}$ – количество исходной сухой шихты, кг .

Исходное количество влажного материала, подлежащего окомкованию, равно сумме количества сухой шихты и воды в смеси до окомкования:

$$P_{Ш} = P_{BH} + P_{ШС}, \quad (12)$$

где $P_{Ш}$ – исходное количество влажного материала, кг .

Подставляя уравнение (12) в уравнение (11), получим

$$W_K = \frac{P_{BH} + P_B}{P_B + P_{Ш}}, \quad (13)$$

Из уравнения (13) определим количество воды, добавляемой в шихту для обеспечения требуемой постоянной влажности на выходе окомкователя

$$P_B = \frac{W_K \cdot P_{Ш} - P_{BH}}{1 - W_K}. \quad (14)$$

Начальная влажность шихты определяется уравнением

$$W_H = \frac{P_{BH}}{P_{Ш}}. \quad (15)$$

Отсюда начальное содержание воды в шихте равно

$$P_{BH} = W_H \cdot P_{Ш}. \quad (16)$$

Подставляя P_{BH} из уравнения (16) в уравнения (15) и производя соответствующие преобразования, получим:

$$P_B = \frac{W_K - W_H}{1 - W_K} \cdot P_{III}. \quad (17)$$

После подстановки (17) в уравнение (10) имеем:

$$I = \frac{(W_K - W_H) \cdot P_H}{(1 - W_K) \cdot b \cdot \pi \cdot D \cdot n \cdot t^2}. \quad (18)$$

Во вращающемся цилиндрическом барабане с горизонтальной или наклонной осью вращения более точно поверхность увлажнения, а, следовательно и интенсивность, можно определить, как произведение площади поверхности, образованной пересыпающимся слоем, на число циклов вращения частиц в поперечном сечении барабанного окомкователя:

$$s = s_K \cdot m, \quad (19)$$

где s_K – площадь поверхности шихты в рабочем объеме барабана в зоне увлажнения, m^2 ;
 m – число циклов вращения частиц шихты в поперечном сечении барабана в зоне увлажнения.

Площадь поверхности потока шихты в барабанном окомкователе можно определить как произведение длины криволинейной траектории, описываемой частицей в поперечном сечении окомкователя за один цикл вращения, на длину зоны увлажнения:

$$s = \ell \cdot L_b, \quad (20)$$

где ℓ – длина криволинейной траектории, м;
 L_b – длина зоны увлажнения, м.

В рассматриваемом случае под длиной зоны увлажнения понимают длину непрерывной линии орошения вдоль оси вращения барабана. Это не расстояние между первой и последней форсунками на участке подачи воды, а длина зоны орошаемой форсунками.

Траектория, описываемая частицей в поперечном сечении барабанного окомкователя за один цикл вращения, состоит из криволинейных кругового и параболического участков [1].

$$\ell = \ell_{кр} + \ell_{нар}, \quad (21)$$

где $\ell_{кр}$ – длина кругового участка, м;
 $\ell_{нар}$ – длина параболического участка, м.

Длина кругового участка определяется по формуле [2]

$$\ell_{кр} = \frac{\pi \cdot R \cdot (\beta_0 - \beta_1)}{180} \quad (22)$$

где R – радиус барабанного окомкователя, м;
 $(\beta_0 - \beta_1)$ – угол охвата барабана шихтой, град.

Для определения длины параболического участка воспользуемся уравнениями В.И. Коротича, выведенными для расчета параметров движения шихты во вращающемся наклонном цилиндрическом барабане [2].

Путь, проходимый телом в поперечном сечении окомкователя по линии наибольшего скатывания за один цикл вращения, равен

$$\ell_{нар} = \frac{\Delta b}{\sin \xi}, \quad (23)$$

где Δb – длина участка зоны увлажнения, проходимая частицей за один цикл вращения, м;

ξ – угол наибольшего скатывания, град.

Подставляя уравнения (20), (21), (22) в (19), получим

$$s = \pi \cdot R \cdot (\beta_0 - \beta_1) \cdot b \cdot m \cdot \frac{1}{180} + \frac{b^2}{\sin \xi} \quad (24)$$

Количество циклов вращения частиц в поперечном сечении барабанного окомкователя определим по уравнению В.И. Коротича [2]

$$m = \frac{b}{R \cdot (\beta_0 - \beta_1) \cdot \operatorname{tg} \xi} \quad (25)$$

и поставим в уравнение (24)

$$s = \frac{b^2}{\sin \xi} \cdot (1 + \cos \xi). \quad (26)$$

С учетом выражений (18) и (26) уравнение интенсивности увлажнения агломерационной шихты принимает вид:

$$I = \frac{(W_K - W_H) \cdot Q_{III} \cdot \sin \xi}{(1 - W_K) \cdot b^2 \cdot (1 + \cos \xi)}, \quad (27)$$

где $Q_{III} = \frac{P_{III}}{t}$ – расход шихты в единицу времени, кг/с.

Входящие в уравнение параметры определяют опытным путем. Значение угла ξ можно определить из таблицы, предложенной В.И. Коротичем в работе [2].

Значение интенсивности увлажнения агломерационной шихты определяем из выражения:

$$I = \frac{(W_K - W_H) \cdot P_{Ш} \cdot \tau_{ц}}{(1 - W_K) \cdot b \cdot \pi \cdot (D - h) \cdot (\beta_0 - \beta_1) \cdot t^2}, \quad (28)$$

где $\tau_{ц}$ – время цикла;

h – толщина пересыпающегося слоя шихты в поперечном сечении барабанного окомкователя, м.

Площадь увлажнения шихты зависит не только от параметров, входящих в уравнение (28), но и от степени диспергирования (разбрызгивания) воды, что в значительной мере влияет на кинетику грануляции.

По исходным свойствам агломерационной шихты можно рассчитать интенсивность увлажнения. Для этого необходимо знать скорость капиллярного насыщения шихты водой через единицу площади. Расчетная интенсивность определяется выражением:

$$[I]_{расч} = \frac{P_B}{s \cdot \tau} \cdot k_{\delta} \quad (29)$$

где k_{δ} – коэффициент динамичности, учитывающий отношение изменения объема шихты в статическом состоянии к объему шихты, находящейся в динамическом состоянии.

Выводы и направления дальнейших исследований. Предложенные уравнения внешних кинетических условий окомкования являются обобщенными характеристиками, органически связывающими увлажнение, движение материала и параметры барабанного окомкователя.

Выполнен вывод уравнений внешних кинетических условий грануляции агломерационной шихты, которые органически связывают увлажнение, движение материала и параметры барабанного окомкователя.

The conclusion of equalizations of external kinetic terms is executed granulations of agglomerate charge, which organically link moistening, motion of material and parameters of drum pelletizer.

Библиографический список.

1. Коротич В.И. Теоретические основы окомкования железорудных материалов. М., 1978.
2. Коротич В.И., Пузанов В.П. Газодинамика агломерационного процесса. Металлургия. 1985

*Старший преподаватель Козачишен В.А.
канд. техн. наук, доцент Попов Г.Н.
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)*

ИССЛЕДОВАНИЕ МЕХАНИЗМА ПЕРЕУВЛАЖНЕНИЯ АГЛОМЕРАЦИОННОЙ ШИХТЫ

Наведені результати експериментальних досліджень механізму перезволоження агломераційної шихти, що впливає на газодинаміку шару і в цілому на продуктивність аглоустановки та якість агломерату.

Проблема и ее связь с научными и практическими задачами.

В работах [1, 2] даны общие положения механизма образования зоны переувлажнения в агломерируемом слое. Целью данной работы является дальнейшее развитие и уточнение этой проблемы и разработка направления по вопросам устранения негативного влияния переувлажнения.

Анализ исследований и публикаций. Анализ отечественных и зарубежных исследований показывает, что вопросы устранения зоны переувлажнения в агломерируемом слое в работах [1, 2] исследованы. Однако, начальная стадия образования зоны переувлажнения исследована недостаточно глубоко.

Постановка задачи. Исследовать процесс образования зоны переувлажнения с момента включения эксгаустера и до окончания процесса горения топлива на колосниковой решетке.

Изложение материала и его результаты. При агломерации железорудных материалов по высоте слоя образуется несколько чередующихся друг за другом зон: готового агломерата, расплава, высокотемпературного нагрева, сушки, переувлажнения. Условия формирования и движения каждой зоны оказывают влияние на показатели аглопроцесса. Так, вырождение зоны сушки свидетельствует о нарушении соответствия скорости движения фронта горения твердого топлива и условий теплопередачи. В действительности процессы распространения фронта горения и подогрева протекают одновременно и непосредственно связаны между собой. Интенсивный процесс химического превращения не может проникнуть в предварительно непрогретую зону слоя, так как переходит в кинетическую область и практически прекращается вследствие температурного торможения. С другой стороны, зона сушки также не может "оторваться" от

поддерживающего его теплового источника, каким является зона экзотермических реакций.

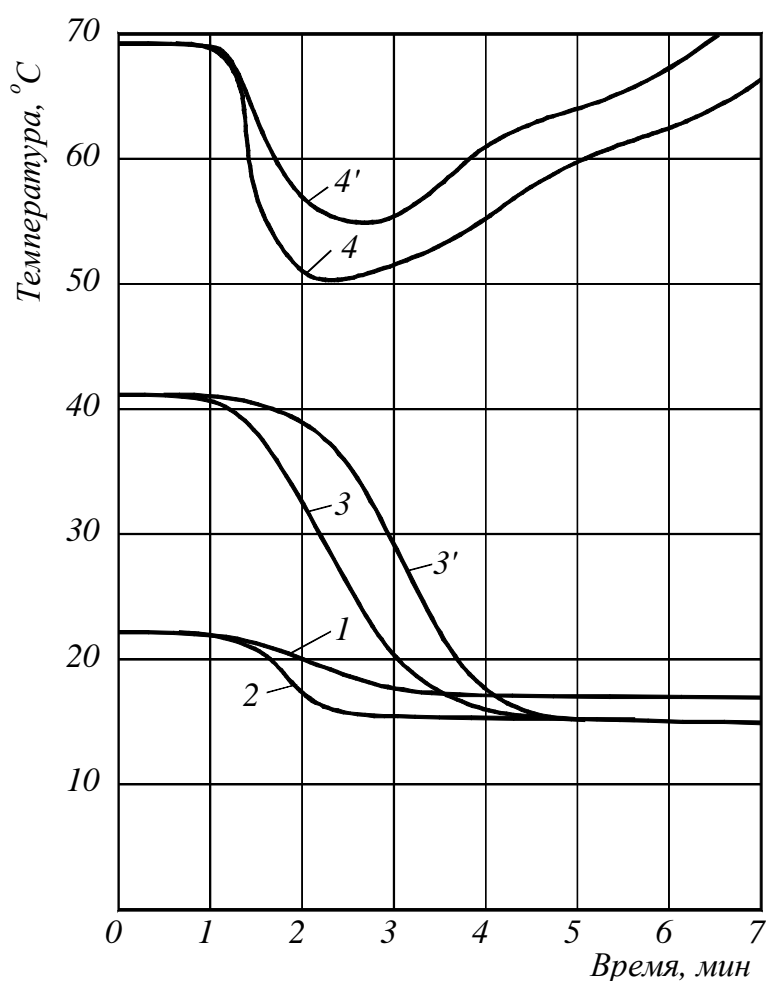
Зажигание твердого топлива в агломерационной шихте продуктами горения жидкого или газообразного топлива начинается с нагрева влажного материала поверхности слоя, когда зона сушки еще не сформировалась. Таким образом, начальная стадия агломерации имеет отклонения от нормальных условий спекания, создающихся в основной стадии аглопроцесса. В результате контакта высокотемпературных ($1200-1300^{\circ}\text{C}$) газов и холодной ($20-30^{\circ}\text{C}$) шихты происходит быстрое испарение влаги в верхних горизонтах слоя. Образующийся перегретый пар с высоким влагосодержанием конденсируется на поверхности гранул холодной шихты ниже расположенных горизонтов.

Существенное влияние на образование зоны переувлажнения шихты оказывает ее начальная температура. При фильтрации газа через слой сухой шихты с начальной температурой $t_n = 20^{\circ}\text{C}$ изменения температуры по высоте слоя незначительны ($2-3^{\circ}\text{C}$), но заметно повышаются при фильтрации газа через слой влажной шихты (до $5-6^{\circ}\text{C}$). Это объясняется тем, что до включения эксгаустера давление в слое между гранулами равняется атмосферному. Соответственно и температура воздуха в межкусковых промежутках стремится к равновесной и равной температуре гранул. С включением эксгаустера давление в слое понижается. Это способствует интенсификации процесса испарения влаги с поверхности гранул шихты и, как следствие, снижению их температуры. При подаче продуктов горения пропан-бутановой смеси с температурой $t_g = 1000^{\circ}\text{C}$ в слой высотой 300 мм шихта, состоящая из концентрата и топлива и нагретая до $t_n = 70^{\circ}\text{C}$, в нижних горизонтах охлаждалась до $t_p = 50^{\circ}\text{C}$ со скоростью $23^{\circ}\text{C}/\text{мин}$ (рис. 1). Таким образом, чем выше начальная температура шихты и разрежение в слое, тем больше влияние испарения влаги на скорость охлаждения материала.

При исследовании механизма образования зон конденсации и переувлажнения [3] особое внимание обращали на установление в этих зонах равновесной температуры t_p , т.е. такой, при которой температура отходящих газов, насыщенных парами воды, будет равна температуре шихты. При определении момента установления температурного равновесия между шихтой и отходящими газами учли, что конденсация влаги в слое носит поверхностный характер, и постоянство температуры газов еще не свидетельствует об установлении равновесия. Температуру газа и поверхности гранул измеряли термопарами типа ХА градуировки $0-150^{\circ}\text{C}$, подключенными к одному потенциометру. Спай одной

термопары помещали в межкусковых промежутках слоя, а другой касался поверхности гранул шихты.

Исследования показали, что длительное время температура газа превышает температуру шихты на $2-3^{\circ}\text{C}$. Причем, эта разница остается постоянной при изменении температуры отходящих газов и поверхности шихты. Различие в температурах объясняется тем, что прогрев (охлаждение нагретых гранул) происходит не мгновенно, а в течение некоторого промежутка времени.



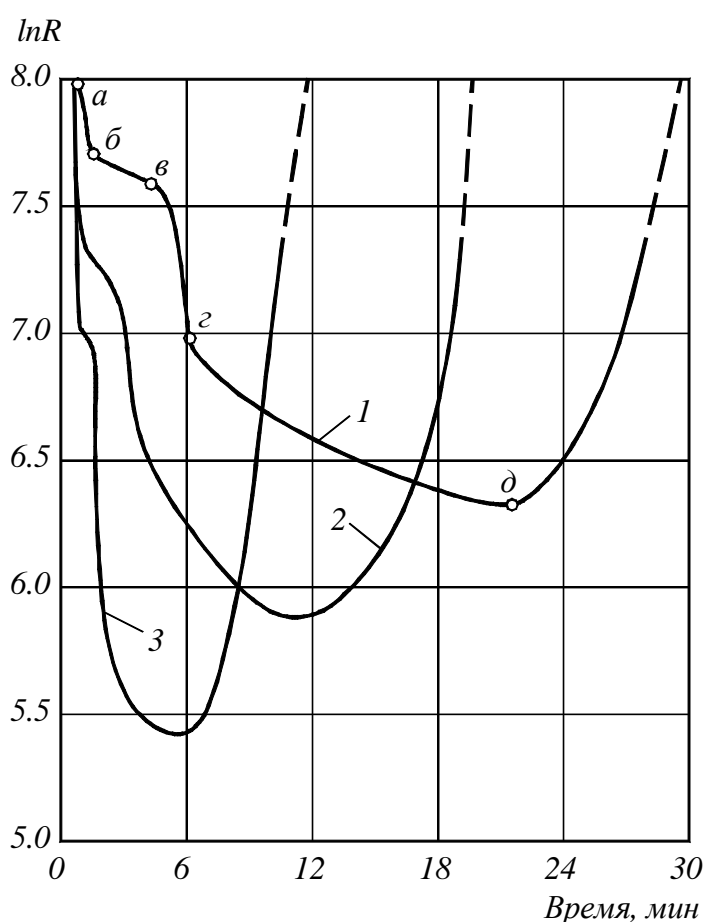
1, 1' – холодная сухая шихта; 2, 2', 3, 3' – влажная нагретая шихта; 1, 2, 3 – середина слоя; 1', 2', 3', – нижняя часть слоя.

Рисунок 1 – Термограммы зоны переувлажнения

Причем, чем крупнее окомкованная шихта, тем медленнее происходит нагрев. Об этом свидетельствует изменение электрического сопротивления слоя шихты, которое измеряли, поместив в слой на одном горизонте два электрода (рис. 2). Участок *a – б* соответствует изменению сопротивления, вызванному уплотнением шихты под

действие вакуума; участок *б – в* времени движения зоны конденсации от поверхности слоя до рассматриваемого горизонта. Резкое снижение электрического сопротивления на участке *в – г* вызвано насыщением поверхности гранул шихты сконденсировавшейся влагой, а плавное снижение электрического сопротивления на участке *г – д* объемным насыщением гранул шихты влагой [3].

Косвенные измерения позволили предположить, что постоянная разность температур между отходящими газами и гранулами окомкованной шихты создает условия для конденсации влаги. Причем время конденсации намного превышает начальный период агломерации.



1 – низ слоя; 2 – середина; 3 – верх слоя

Рисунок 2 – Электрограммы в зоне переувлажнения

Для получения данных прямым методом измерения, были проведены следующие исследования. Агломерационную шихту постоянного состава смешали, увлажнили, окомковали, а затем разделили на 8 частей для восьми спеканий в аглочаше. Условия

зажигания и вакуумный режим были постоянными во всех опытах. Начальная влажность шихты равнялась 7,0 %. После зажигания шихты через разные промежутки времени процесс прерывали, чашу закрывали, опрокидывали, вынимали колосниковую решетку и отбирали пробу шихты на влагу. Отсчет времени начинали с момента появления скачка температур от t_n до t_p в самом нижнем горизонте слоя (20 мм от колосниковой решетки).

Прямые измерения влажности шихты на нижнем горизонте слоя (рис. 3) показали, что процесс конденсации влаги в агломерируемом слое не заканчивается на начальной стадии агломерации до сформирования всех зон, а распространяется и на основную стадию.

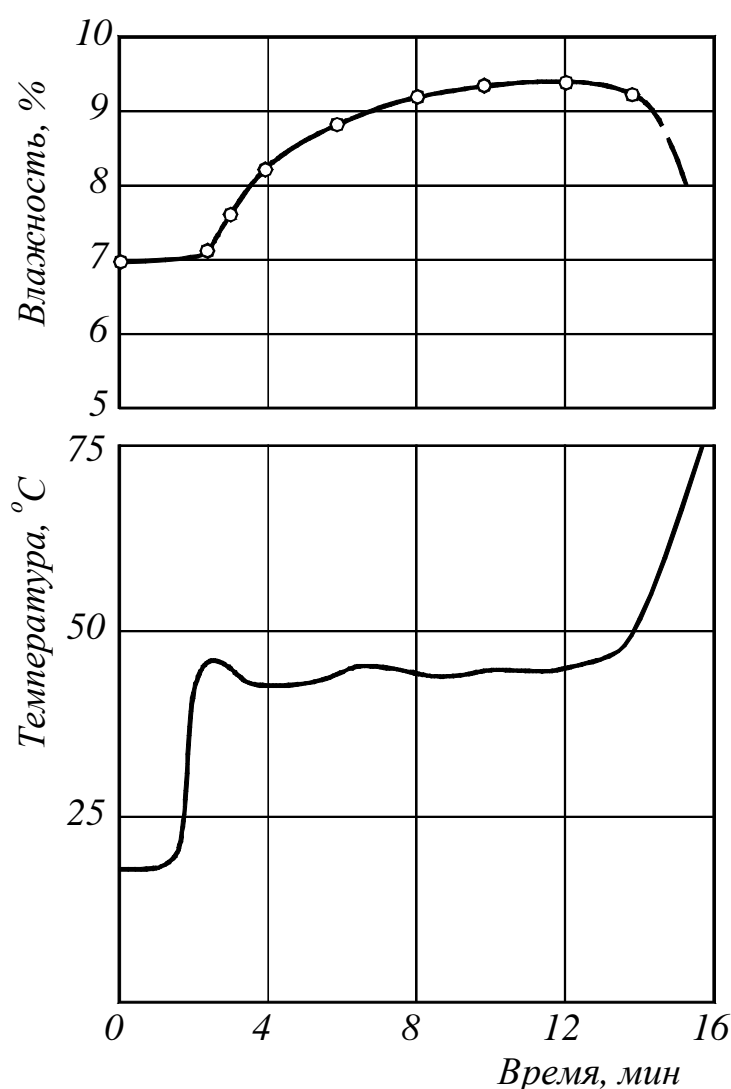


Рисунок 3 – Температура и влажность шихты нижней части слоя в функции времени

Одним из распространенных методов уменьшения влияния переувлажнения на показатели агломерационного процесса является внешний низкотемпературный нагрев шихты перед спеканием. Эффективность этого метода исследовали при начальной температуре равной 20, 30, 40, 50, 60°C (рис. 4). Термограммы 1, 5 крайних значений температур нагрева исходной шихты показывают, что до включения эксгаустера температура была равной 60 и 20°C. С включением эксгаустера температура шихты, нагретой до 60°C, уменьшилась до $\approx 40^\circ\text{C}$ (термограмма 5), температура шихты, нагретой до 20°C, уменьшилась на $\approx 3^\circ\text{C}$. При достижении зоны переувлажнения колосниковой решетки температура шихты (термограмма 1) увеличилась до $\approx 35^\circ\text{C}$. Незначительное повышение (термограмма 5) на участке $\nu - \zeta$ связано с тем, что температура пара выходящего из зоны сушки, была выше температуры нагретой шихты (40°C)

Таким образом, чем выше температура шихты и разрежение в слое, тем больше влияние испарения влаги на охлаждение материала. При включении эксгаустера и появлении разрежения под колосниковой решеткой шихта нагретая ниже 40–45°C, под действием конденсации нагревается, а шихта, нагретая выше 45°C, под действием испарения влаги остывает (рис. 4).

Следовательно, для уменьшения отрицательного влияния зоны переувлажнения на газопроницаемость слоя шихты её достаточно нагревать до 50–60°C, а не 70–80°C, как рекомендуют некоторые исследователи [1, 2]. Об этом свидетельствует и характер деформации слоя при спекании шихты, нагретой до температуры 20 ÷ 60°C (рис. 4).

Усадка слоя агломерационной шихты при увеличении начальной температуры претерпевает существенные изменения. При нагреве окомкованной смеси до 40°C скорость деформации слоя равна 30 – 35 мм/мин, а при нагреве свыше 50°C скорость деформации, начиная с третьей минуты зажигания, равна примерно 3 мм/мин (рис. 4). За время, равное 2 – 3 мин после зажигания формируются все основные зоны агломерируемого слоя. Насыщенность паров воды, поступающих в зону конденсации, уменьшается, что уменьшает разрушение гранул от переувлажнения и повышает газопроницаемость слоя шихты, нагретой до температуры свыше 40°C.

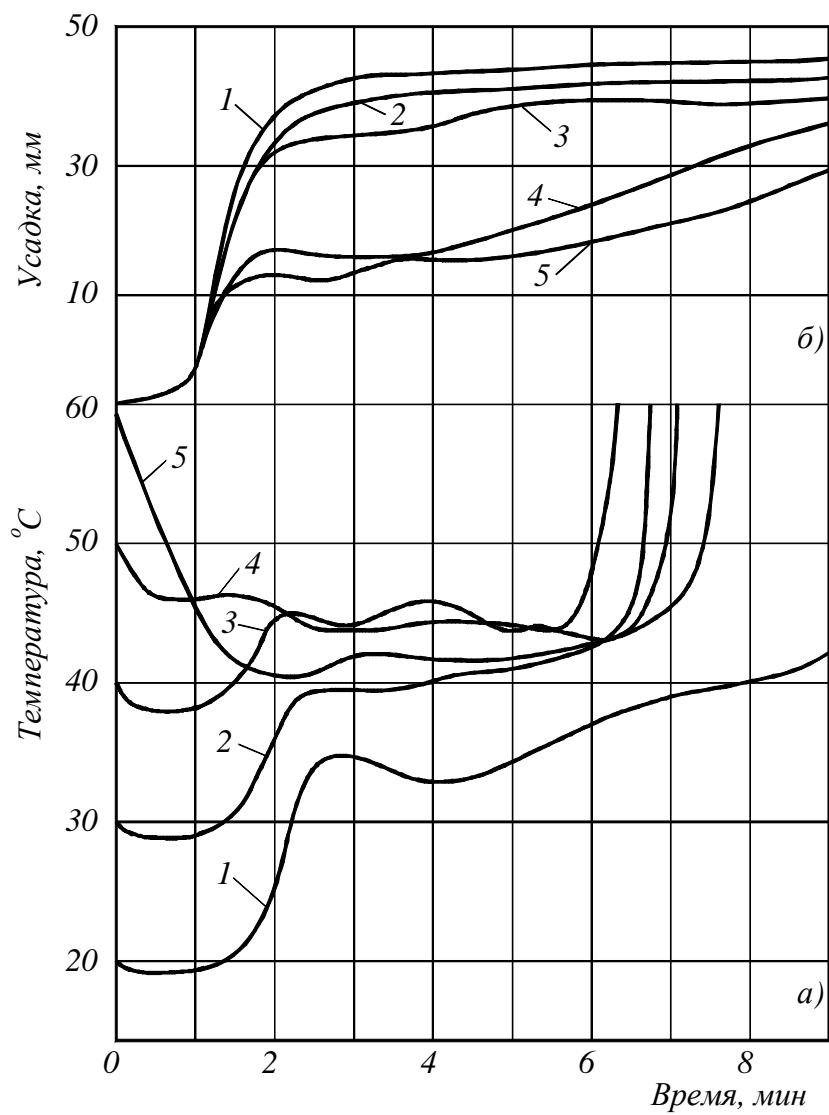
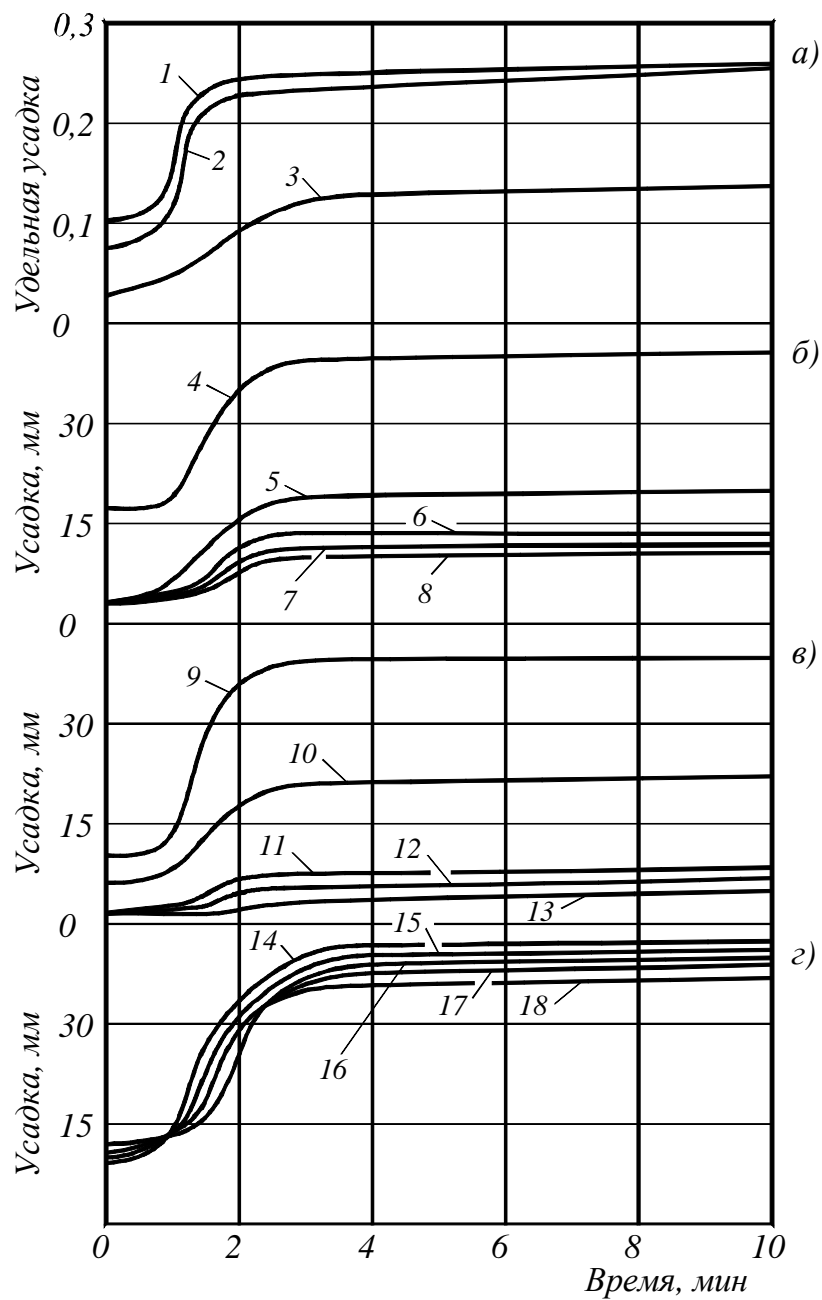


Рисунок 4 – Параметры зоны переувлажнения нагретой шихты



а) изменение высоты слоя; б) крупности; в) влажности; г) время окомковани; 1, 2, 3 – высота слоя 200, 300, 400 мм; 4, 5, 6, 7, 8 – крупность шихты 3 – 0, 5 – 3, 7 – 5, 10 – 7, +10 мм; 9, 10, 11, 12, 13 – влажность шихты 7.0, 6.2, 4.4, 3.2, 0%; 14, 15, 16, 17, 18 – время окомкования 0, 3, 7, 10, 14 мин соответственно.

Рисунок 5 – Характер усадки в зависимости от различных факторов

Большое влияние на переувлажнение шихты и, соответственно, на деформацию агломерируемого слоя оказывают укладка и окомкование аглосмеси [4]. Проведены исследования зависимости усадки агломерируемого слоя от его высоты. Спекали шихту в слое 200, 300 и 400 мм и определяли зависимость удельной усадки ($\frac{\Delta H}{H}$, где ΔH – усадка, H – начальная высота слоя) от времени спекания (рис. 5; графики 1, 2, 3).

Исследования показали, что удельная усадка слоя шихты высотой 400 мм развивается во времени медленнее, чем шихты в слое 200 – 300 мм, что свидетельствует о более медленном развитии в слое процесса переувлажнения аглосмеси. За время (2 – 3 мин) полностью формируются зоны спекания шихты, и в меньшей степени сказывается отрицательное влияние переувлажнения на газопроницаемость.

С уменьшением влажности окомкованной шихты уменьшается и усадка агломерируемого слоя (рис. 5). Это связано с тем, что в высокотемпературной зоне из более сухой шихты меньшее количество влаги переходит в парообразное состояние, а затем конденсируется на гранулах в нижних горизонтах слоя. С другой стороны, подсушенная шихта может поглотить большое количество влаги (до 3%) без разрушения гранул. Подсушивать шихту целесообразно до влажности, равной примерно 4,5 – 5%, т.к. дальнейшая подсушка мало влияет на усадку шихты (рис. 5; графики 11, 12, 13), но резко уменьшает прочность гранул.

Для исследования поведения гранул различных классов крупности в зоне переувлажнения выполнены спекания монофракционной шихты (рис. 5), т.е. шихты, состоящей из гранул узкого класса крупности. Зажигание осуществляли пропан-бутановой смесью с использованием "зажигательного" слоя высотой 50 мм, представляющего собой слой мелкой (3 – 0 мм) влажной шихты. Такое зажигание создает в слое монофракционной шихты условия, характерные для зоны переувлажнения обычной шихты. Усадку измеряли щупом индуктивного датчика, пропущенного через "зажигательный" слой, исключая его усадку.

Существенное уменьшение разрушения гранул под действием влаги конденсации имеет место уже при крупности гранул 5 – 3 мм (примерно в 2 раза – рис. 5; график 5). При крупности гранул более 5 мм дальнейшее увеличение размера гранул практически мало влияет на уменьшение усадки. Это объясняется более высокой механической прочностью таких гранул, малой удельной поверхностью конденсации и большими межкусковыми промежутками между гранулами.

Кроме влажности и крупности гранул важным показателем качества окомкованной шихты, определяющим ее стойкость при переувлажнении, является длительность укатывания смеси после полной подачи влаги. Более точным показателем, характеризующим этот процесс, является работа внешних сил грануляции, которая показывает какое количество энергии в единицу времени затрачено на перемешивание шихты на единицу ее массы после подачи влаги на гранулообразование (рис. 5).

С увеличением работы внешних сил грануляции стойкость шихты в зоне переувлажнения повышается за счет того, что с увеличением плотности укладки твердых частиц в грануле влага перемещается от ее центра к периферии. Выступившая на поверхность влага быстро превращается в пар при соприкосновении с тепловой волной зоны сушки и уносится в коллектор. Удаление части влаги из гранулы способствует сближению частиц до расстояния, когда начинают действовать молекулярные силы, повышается прочность сцепления между частицами, уменьшается разрушение гранул и усадка слоя. Однако, из-за малой массы гранул и большой их численности работа внешних сил грануляции используется очень эффективно. Даже в цилиндрическом грануляторе диаметром 800 мм, где нагрузка на единицу длины (на погонный метр) менее 50 кг, через три минуты процесс уплотнения гранул обеспечивающих постоянство усадки, заканчивается (рис. 5; графики 16, 17, 18). В промышленных цилиндрических грануляторах диаметром 2800 мм и более нагрузка на единицу длины значительно выше, чем в лабораторном, больше величина динамических нагрузок. Следовательно, деформацию агломерируемого слоя от переувлажнения рационально уменьшать не увеличением длины барабанных окомкователей, а технологическими приемами, позволяющими уменьшать влажность и увеличивать однородность и крупность шихты.

Приведены результаты экспериментальных исследований механизма переувлажнения агломерационной шихты, который влияет на газодинамику слоя и в целом на производительность аглоустановки и качество агломерата.

The results of experimental researches of mechanism of overdamping of agglomerate charge, which influences on the gas dynamics of layer and on the whole on productivity of agglomeration and quality of agglomerate, are resulted.

Библиографический список.

1. *Коротич В.И. Теоретические основы окомкования железорудных материалов. М.:, 1978.*
2. *Коротич В.И., Пузанов В.П. Газодинамика агломерационного процесса. Metallurgia. 1985*
3. *Попов Г.Н. Известия высших учебных заведений. Черная металлургия, 1987, №1, с. 23-26.*
4. *Попов Г.Н., Петрушов С.Н. Известия высших учебных заведений. Черная металлургия, 1987, №9, с.13-16.*

*Магістр, ст.пр. Данько Н.А.
(ДонГТУ, Алчевск, Україна)*

НОВАЯ КОНСТРУКЦИЯ СИСТЕМЫ «НАЖИМНОЙ МЕХАНИЗМ-УРАВНОВЕШИВАЮЩЕЕ УСТРОЙСТВО»

Наведено результати розробки системи „натискний механізм-зрівноважуючий пристрій” для робочих клітей реверсивних станів гарячої прокатки, яка оптимізована по критеріям мінімуму маси та розходу електроенергії.

Проблема и ее связь с научными и практическими задачами.

Для металлургического машиностроения характерны большие массы оборудования, что ведет к его высокой стоимости. В частности, весьма значительны массы быстроходных нажимных механизмов – до 60т у блюмингов. С этим связано и большое энергопотребление при их работе, поскольку, например у блюминга 1300, каждый из 2-х двигателей нажимного механизма имеет мощность 200 кВт. Уменьшение массы и энергопотребления этих механизмов поэтому являются актуальной задачей.

Анализ исследований и публикаций.

Ранее были определены зависимости для оптимизации по критериям минимума массы и энергопотребления быстроходных нажимных механизмов [1], которые применяются в рабочих клетях реверсивных станов горячей прокатки. Были также определены рациональные режимы уравнивания при работе этих нажимных механизмов [2]. Поскольку для отработки таких режимов уравнивания известные уравнивающие устройства не годятся, то было предложено несколько новых конструкций [3, 4].

Постановка задачи.

Поскольку масса нажимных механизмов, мощность их двигателей и энергопотребление определяются одними и теми же факторами, то для уменьшения до минимума массы и расхода энергии необходима минимизация мощности их двигателей.

Изложение материала и результаты.

Установлено, что главным резервом уменьшения статической составляющей мощности $N_{ст}$ является снижение усилия переуравнивания Y , создаваемого уравнивающим устройством. В су-

ществующих системах «нажимной механизм-уравновешивающее устройство»:

$$Y = 0,2 \div 0,4(m_{\text{BK}} + m_{\text{HB}})g,$$

где m_{BK} – масса валкового комплекта, включая подшипники и подушки;
 m_{HB} – масса нажимных винтов;

g – ускорение земного тяготения.

Уменьшить его нельзя во избежание появления зазоров в силовой цепи, выбор которых при захвате металла приведет к появлению ударных нагрузок. Однако указанная величина Y нужна только при не вращающихся винтах, т.к. быстроходные нажимные механизмы работают только в паузах между проходами. Поэтому для минимизации $N_{\text{ст}}$ нужно обеспечить не одно, а три разных усилия переуравновешивания:

– при движении нажимных винтов вверх $Y_{\text{в}} = (m_{\text{BK}} + m_{\text{HB}})k_{\text{HM}}$;

– при прокатке $Y_{\text{ст}} = 0,2 \div 0,4(m_{\text{BK}} + m_{\text{HB}})g$;

– при движении нажимных винтов вниз $Y_{\text{н}} = (m_{\text{BK}} - m_{\text{HB}})k_{\text{HM}}$.

Поскольку ускорение нажимных винтов $k_{\text{HM}} = 0,02 \div 0,04 \text{ м/с}^2$ – совершенно незначительно по сравнению с ускорением земного тяготения g , то и усилие переуравновешивания при движении винтов будет намного меньшим. Кроме того, вышеуказанные усилия $Y_{\text{в,н}}$ обеспечивают режим, теоретически исключающий трение в резьбе нажимной пары, следовательно, минимизируют еще и ее износ.

Уравновешивающие устройства, позволяющие изменять усилие переуравновешивания, были известны и ранее. Однако все они имеют низкий к.п.д. и поэтому не годятся для наших целей. Вследствие этого и были разработаны устройства [3, 4], позволяющие повысить к.п.д. всей системы в $2 \div 3$ раза.

Статическая составляющая $N_{\text{ст}}$ также будет уменьшаться при уменьшении коэффициента трения в пяте винта $\mu_{\text{п}}$ и диаметра пяты $d_{\text{п}}$, а также при увеличении угла подъема винтовой линии резьбы нажимных винтов и гаек α . В еще большей степени увеличение угла α способствует уменьшению динамической составляющей требуемой мощности двигателя $N_{\text{дин}}$ для обеспечения заданных скорости и ускорения нажимных винтов. Ограничивающим фактором является только требование несамootвинчивания винтов под нагрузкой. Но эта проблема может быть обойдена применением комбинированной опоры в подпятнике, как это предложено в [5].

Увеличение среднего диаметра резьбы винтовой пары $d_{\text{ср}}$ ведет к уменьшению $N_{\text{ст}}$, но увеличивает $N_{\text{дин}}$ из-за увеличения момента инерции нажимного винта. Это техническое противоречие можно несколько смягчить, применив предложенную Н.И. Баимовым конструкцию полового нажимного винта с утапливаемым в его тело шлицевым валом [6].

Чтобы оценить эффективность всех этих выводов был разработан проект системы «нажимной механизм-уравновешивающее устройство» для черновой клетки толстолистого стана 2800. Схема этой системы приведена на рисунке 1 (показана только правая половина нажимного механизма).

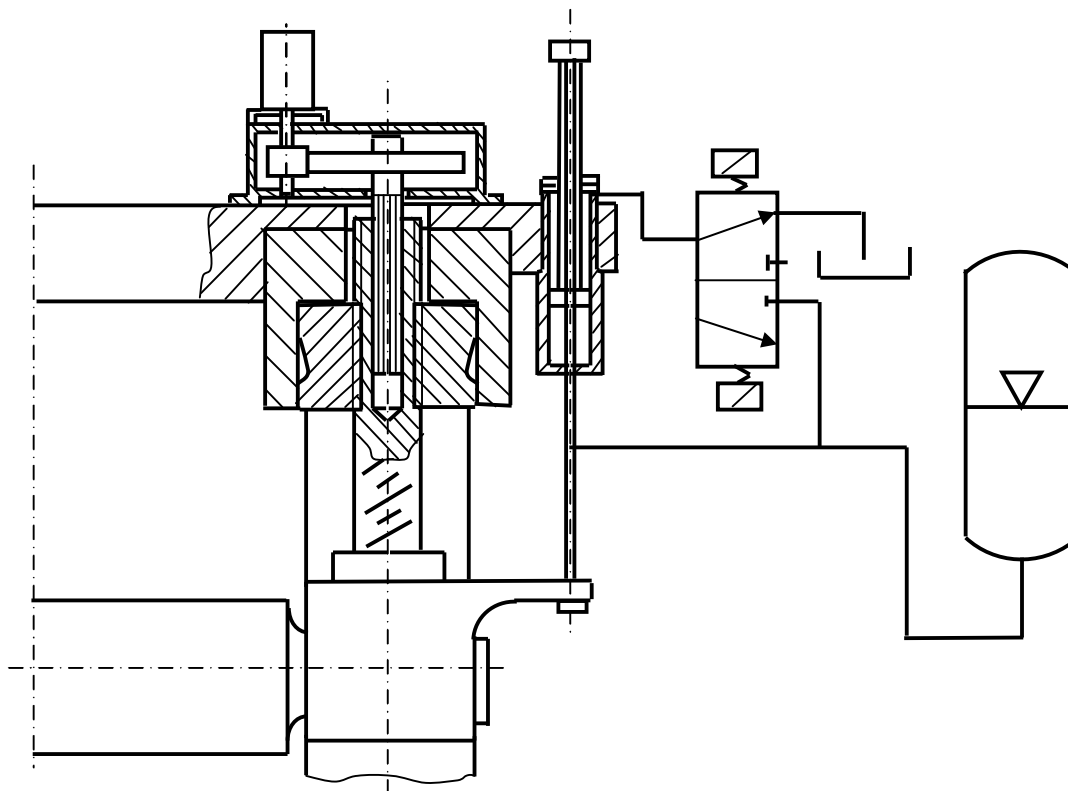


Рисунок 1 – Усовершенствованная система «нажимной механизм – уравновешивающее устройство»

Для минимизации изменений резьба винтовой пары оставлена упорной, с тем же диаметром 444мм и шагом 24мм. Но для увеличения α резьбу она выполнена с 6 заходами. Поэтому угол α увеличился с 2° до $6,2^{\circ}$. Естественно теперь резьба несамотормозящаяся. Но самоторможение винтов обеспечивается комбинированной опорой пяты винта, в которой при его вращении работает упорный роликосферический подшипник, а при стоянке – подпятник трения с увеличенным до 408мм диаметром.

Для уменьшения моментов инерции винтов квадратные хвостовики заменены шлицевыми валами, утапливаемыми в тело винта (рис.1). Это позволило также уменьшить массу одного винта с 4200кг до 2330кг. В соответствии с рекомендациями работы [7] нажимные гайки сделаны специальной формы, уменьшающей неравномерность распределения нагрузки по виткам резьбы.

Благодаря применению гидравлического уравнивающего устройства [4] усилие переуравнивания при движении нажимных винтов уменьшилось со 147,7 кН до 0,56 кН, тогда как усилие уравнивания при стоянке винтов осталось прежним.

В результате этого и применения других вышеуказанных новшеств $N_{ст}$ составила всего 444 Вт. Это позволило применить в приводе очень легкий одноступенчатый редуктор с $i = 7,2$. Вследствие такого решения, а также уменьшения момента инерции привода, $N_{дин}$ стала равной 794 Вт. Т.о. требуемая мощность одного двигателя равна 1,24 кВт, что почти на два порядка меньше установленной мощности каждого двигателя существующего нажимного механизма (100 кВт).

Расход электроэнергии двигателями нажимного механизма (с учетом потерь в преобразователях) снижается в 28 раз: с 0,115 кВт·час/т до 0,004 кВт·час/т [8]. Общий расход также уменьшается, несмотря на необходимость закачивания в гидроаккумулятор рабочей жидкости под высоким давлением, которая сливается при движении нажимных винтов из штоковой полости гидроцилиндров уравнивания.

Масса нажимного механизма уменьшается в 4,2 раза: с 64157 кг до 15342 кг (без учета массы электрооборудования). При этом масса собственно редуктора снижается с 51873 кг до 847 кг, т.е. в 61 раз (остальную часть массы нового нажимного механизма составили нажимные винты, масса которых изменилась сравнительно мало, и основание, установленное вместо верхней крышки старого нажимного механизма). К.п.д. усовершенствованной системы увеличивается до 41% против 27% у существующей системы [9].

Выводы.

Новый подход к проектированию систем «нажимной механизм-уравнивающее устройство» действительно позволяет существенно уменьшить как массу нажимных механизмов, так и расход электроэнергии всей системой, а устранение нагрузок на резьбу при вращении нажимных винтов обещает снизить до минимума износ винтовой пары.

Приведены результаты разработки системы „нажимной механизм-уравнивающее устройство” для рабочих клетей реверсивных станов горячей прокатки, которая оптимизирована по критериям минимума массы и расхода электроэнергии.

The results of development of the system „screwdown mechanism-top roll balance” for the working stand of the reversible mills of the hot rolling, which is optimized on to the criteria of minimum of mass and expenditure of electric power, are presented.

Библиографический список.

1. Данько Н.А., Ульяницкий В.Н. Зависимости для оптимизации быстроходных нажимных механизмов. // Сб. научн. тр. ДГМИ.- Алчевск, 1998.- Вып.8.- С.156-159.
2. Данько Н.А., Ульяницкий В.Н. Определение рациональных режимов уравнивания при работе быстроходных нажимных механизмов. // Сб. научн. тр. ДГМИ.- Алчевск, 1999.- Вып.9.- С.169-172.
3. Патент України №40413А, МПК7, В21В/3132. Данько Н.О. Заявлено 15.01.2001р., опубл. 16.07.2001р. Бюл. №6.
4. Патент України №44606А, МПК7, В21В/3132. Данько Н.О., Ульяницкий В.Н., Білобров Ю.М., Гордієнко О.В., Кожевніков Г.В. Заявлено 12.06.2001р., опубл. 15.02.2002р. Бюл. №3.
5. А.с. СССР, МКИ В21В31/24. Опорное устройство нажимного винта прокатного стана / Рувимский С.М. Заявлено 04.04.74., опубл. 30.10.75. Бюл. №25.-4с.: илл.
6. Баимов Н.И. Оптимизация процессов прокатки на блюминге.- М.: Металургія, 1974.-213с.
7. Іванченко Ф.К., Гребенюк В.М., Ширяєв В.І. Розрахунок машин і механізмів прокатних цехів. К.: Вища школа, 1995.-454с.
8. Данько Н.А., Коцюбинский В.С., Ульяницкий В.Н. Определение расхода электроэнергии нажимными механизмами прокатных станов. // Сб. научн. тр. ДГМИ.- Алчевск, 2002.- Вып.16.- С.155-163.
9. Данько Н.А. Определение коэффициента полезного действия систем «нажимной механизм-уравнивающее устройство». // Сб. научн. тр. ДГМИ.- Алчевск, 2006.- Вып.20.- С.196-202.

*Ст. преп. Боровик П.В.
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)*

РАЗВИТИЕ МЕТОДОВ ЧИСЛЕННОГО МОДЕЛИРОВАНИЯ ПРОЦЕССОВ РЕЗКИ МЕТАЛЛА НА ДИСКОВЫХ НОЖНИЦАХ

Приведені результати розвитку методів чисельного моделювання, а також аспекти, підходи і проблеми чисельної реалізації процесу різання металу на дискових ножницях методом кінцевих елементів.

Введение. До недавнего времени в основу теоретических исследований технологий и оборудования процессов резки металла на дисковых ножницах были положены инженерные математические модели и методы статистического анализа. Однако на сегодняшний день, благодаря возрастающим возможностям современной вычислительной техники, успешно развиваются подходы теоретических исследований, базирующиеся на разработке численных математических моделей, в основу которых положены методы теории упругости и пластичности, а также вопросы механики разрушения.

Учитывая, что экспериментальные исследования процессов резки в промышленных условиях сопряжены с целым рядом финансовых и организационных затрат, очевидной является целесообразность смещения акцентов исследований в сторону теоретических исследований, базирующихся на использовании возможностей современной вычислительной техники и способных в максимально полной степени отображать реальные физические процессы, протекающие в металле при его резке.

Состояние вопроса. Стремительный рост возможностей современных вычислительных средств, послужил основой для развития численных математических моделей процессов обработки металлов давлением вообще и процессов резки металлов на ножницах в частности. Исходя из постановки решаемых задач и используемых структур, данные математические модели могут быть подразделены на двухмерные и трехмерные.

Априори, наиболее строгими по постановке являются трехмерные математические модели, основанные на использовании вариационных методов [1,2], а также методов конечных [2,3] или граничных [2,4] элементов. В стадии развития находятся метод конечных объемов [5], бес-

сеточный метод [6] и метод нейронных сетей [7]. Сопоставительный анализ данных методов выполнен в работе [8].

Рассмотренные выше методы также обеспечивают возможность двухмерного математического моделирования. Дополнительно, с точки зрения подходов в их двухмерной постановке, следует отнести метод полей линий скольжения [9]. Структура данных методов позволяет в той или иной степени учесть двухмерный характер механизмов формирования напряжений и деформаций. Вместе с тем их использование делает необходимым и одновременное принятие ряда существенных допущений, связанных с упрощением геометрических форм очага деформации, а также с усреднением механических свойств и количественных оценок условий контактного трения. В соответствии с этим, в двухмерной постановке, метод полей линий скольжения и его производные получили наибольшее распространение применительно к анализу процессов резки параллельными ножами. Полученные в работе [9] поля характеристик в физической плоскости годографа дают возможность исследовать условия деформации металла при резании сдвигом, определить напряженно-деформированное и кинематическое состояния в очаге деформации, силовые параметры процесса в разные периоды, дать оценку влияния различных факторов на процесс резания, использования запаса пластичности и начала «отрыва», определить требования к оборудованию. Однако данный подход не позволяет получать результаты с достаточно высокой степенью достоверности для случая резки дисковыми ножами, поскольку более адекватной данному процессу является трехмерная реализация.

Вместе с тем, учитывая итерационный подход к решению задач формообразования в целом и процесса резки в частности, каждая численная реализация является достаточно трудоемкой и требует больших затрат машинного времени [10,11]. Данный факт затрудняет использование трехмерных методов анализа применительно к решению многовариантных задач обработки давлением, связанных с необходимостью организации итерационных процедур, поиском оптимальных решений и так далее.

Учитывая необходимость рационального сочетания трудоемкости выполняемых исследований, а также объемов и степени достоверности предоставляемых результатов, математическое моделирование напряженно-деформированного и кинематического состояния металла при реализации различных технологических схем процессов резки металла на ножницах предпочтительнее осуществлять на основе численного решения методом конечных элементов [11].

Постановка задачи. Целью данной работы является изучение и анализ аспектов, подходов и проблем численной реализации процесса резки металла на дисковых ножницах методом конечных элементов.

Суть и содержание работы. В основе построения моделей процесса резания на ножницах лежат уравнения равновесия, которые должны выполняться с учетом граничных условий, в том числе контакта с инструментом и соотношений, учитывающих свойства и поведение разрезаемого материала.

Поведение материала в процессе деформации описывается известными законами и соотношениями механики сплошной среды в целом и теории пластического течения в частности [2,11,12].

В качестве уравнения равновесия, с точки зрения теории пластического течения, применяют следующий вариационный принцип:

$$\int_V \sum \sigma_{ij} \cdot \delta \dot{\varepsilon}_{ij} dV = \int_S \sum F_i \cdot \delta v_i dS \quad (1)$$

где σ_{ij} – тензор напряжений;

$\delta \dot{\varepsilon}_{ij}$ – тензор приращения скоростей деформаций;

dV – элементарный объем;

F_i – вектор внешних сил, заданный на поверхности S ;

δv_i – вектор приращения скоростей перемещений;

dS – элемент площади поверхности тела.

Результаты операции резки зависят от формы инструментов и их движения. Контактная модель должна удовлетворять следующим математическим условиям [11]:

$$\begin{aligned} g &\geq 0 \\ \tau_N &\leq 0, \\ \tau_N \cdot g &= 0 \end{aligned} \quad (2)$$

где g – величина зазора между инструментом и материалом;

τ_N – нормальное контактное напряжение.

Соотношения (2) констатируют, что произведение нормального контактного напряжения τ_N и зазора g , по нормали между листом и инструментом, всегда равно нулю. В случае контакта между телами величина зазора $g = 0$, а контактное напряжение $\tau_N < 0$. Когда же тела не контактируют $g > 0$, а $\tau_N = 0$.

Контактная модель базируется на аппроксимации контактного слоя, в котором для исключения проникновения материала в инструмент используется метод штрафов. В этом методе штраф представляется как контактная жесткость, способная учитывать деформацию инст-

румента при контакте с материалом, однако четкие рекомендации относительно величины штрафа практически отсутствуют.

Трение моделируется в форме, подобной поведению упруго-пластического материала. Предполагается, что имеется обратимая (упругая) часть, где тела «склеиваются» друг с другом, и необратимая (пластическая) часть, в которой тела скользят друг относительно друга. Сдвигающее напряжение, которое в зоне контакта изменяется от «склеивания» до скольжения, определяется нормальным контактным напряжением τ_N и коэффициентом трения Кулона μ , при этом величина этого коэффициента, как известно, колеблется в достаточно широком диапазоне $\mu = 0 \dots 0,5$.

Пластические свойства материала учитывают аппроксимирующей кривой, близкой к истинной диаграмме напряжение-деформация, полученной по результатам испытаний при одноосном растяжении. Аппроксимирующая кривая представляется как зависимость в виде степенной (как правило) функции величины эквивалентного напряжения $\bar{\sigma}$ от величины эквивалентной пластической деформации $\bar{\varepsilon}^P$:

$$\bar{\sigma} = f\left(\bar{\varepsilon}^P\right). \quad (3)$$

В источниках [11,13] предлагаются различные виды аппроксимирующей функции. Однако в работе [11] сделан акцент на то, что в процессе резания величина эквивалентной пластической деформации $\bar{\varepsilon}^P$ может достигать значения 4, тогда как при одноосном растяжении только 0,2-0,4, т.е. аппроксимирующая функция может хорошо согласовываться с результатами экспериментальных замеров и давать значительную погрешность при больших значениях $\bar{\varepsilon}^P$. Таким образом, при выборе аппроксимирующей функции, необходимо проводить дополнительные испытания на предварительно прокатанных образцах.

Учет исчерпания материалом способности к пластическому деформированию и наступление начала разрушения может осуществляться различными способами, основываясь на законы механики разрушения [14].

Используя метод конечных элементов, весь объем тела разбивают на конечное число элементов и приближенно решают уравнения равновесия (1). Причем в последнее время, при решении задач пластического течения, широко используется, так называемая, формулировка ALE (Arbitrary Lagrangian Eulerian) – произвольная формулировка Лагранжа–Эйлера. При такой формулировке в системе отсчета не обязательно координаты деформированного состояния тела связываются с координатами тела до деформации (формулировка Лагранжа) и не обязательно

связываются с координатами деформированного состояния тела (формулировка Эйлера), т.е. система координат может быть избрана независимо от деформированного состояния тела – относительная система координат. Особенностью формулировки ALE есть то, что топология сетки (число элементов и их взаимосвязь) постоянна в течение всей симуляции процесса [11,15].

Стационарные процессы, подобные резанию гильотинными и дисковыми ножами, могут рассматриваться как задачи течения с поверхностями, вступающими в контакт с инструментами, свободными поверхностями, большими локальными деформациями и вязким разрушением. Устойчивое состояние стационарного процесса может определяться с помощью продолжения быстротечного вычисления, пока будет достигнуто устойчивое состояние. Формулировка ALE наиболее подходящая для вычисления устойчивого состояния таких процессов. Когда начинают вычисления, то рассматриваемый объем достаточно близок к устойчивому состоянию объема и включает трещину (рис. 1), при этом можно избежать искажения сетки и корректно описать свободные поверхности. Это значит, что вычисление геометрии устойчивого состояния необходимо сделать для начальной сетки (точная форма свободных поверхностей и трещины заранее не известны).

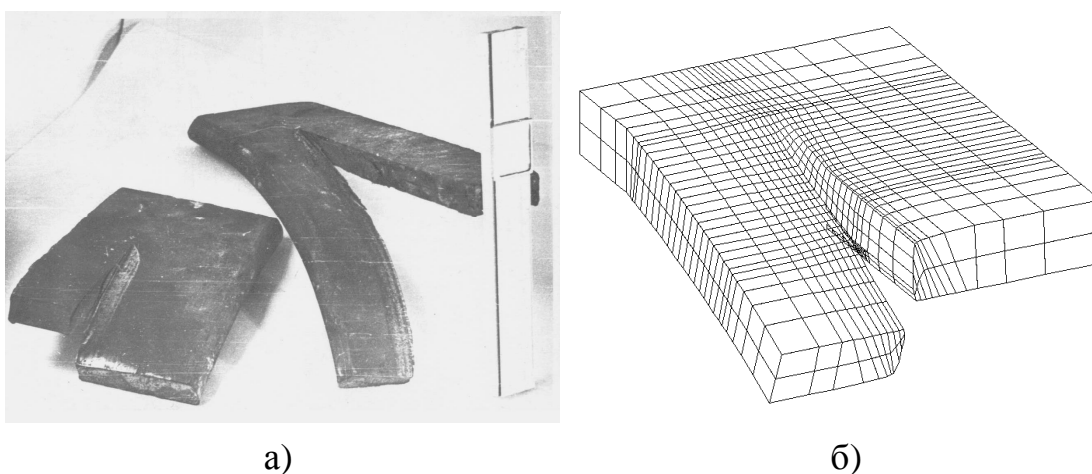


Рисунок 1 – Образцы металла разрезанного на дисковых ножницах (а) и вариант начальной сетки при численной симуляции процесса (б)

При решении уравнений в формулировке ALE существуют различные подходы, которые можно подразделить на связанный, несвязанный и полусвязанный. Каждый из названных подходов имеет свои преимущества и недостатки, которые, в определенной степени, сказываются на конечном результате моделирования. Сравнительный анализ данных подходов, с точки зрения объемов и скорости вычислений, выпол-

нен в работе [11], где для моделирования процессов резания избран полусвязанный подход. Однако сравнение конечного результата при решении аналогичной задачи с использованием других подходов не выполнено. Таким образом сложно оценить степень влияния каждого из подходов на результаты симуляции.

Выводы. Преимущество среди теоретических методов анализа процесса резки металла на дисковых ножницах принадлежит численной реализации методом конечных элементов и заключается в возможности более полной и, в то же время, достаточно дифференцированной оценке степени влияния самых различных факторов. Одновременно появляется возможность реализации многовариантных подходов, что способствует повышению степени научной обоснованности принимаемых технических решений.

Максимально полная степень отображения реального процесса резки металла на дисковых ножницах может быть получена при соблюдении следующих условий:

- корректное описание условий контакта между инструментом и материалом;
- проведение дополнительных экспериментов для правильного выбора аппроксимирующей функции, учитывающей пластические свойства материала;
- правильный выбор способа, учитывающего истощение материалом способности к деформированию и наступление начала разрушения;
- адекватный выбор формулировки метода конечных элементов, а также подхода при численной реализации.

Результаты работы могут быть использованы при построении математической модели и численной симуляции процесса резки металла на дисковых ножницах с целью последующей разработки конкретных практических рекомендаций и технических решений, а также при создании технологий и оборудования процессов резки металла ножницами.

Приведены результаты развития методов численного моделирования, а также аспекты, подходы и проблемы численной реализации процесса резки металла на дисковых ножницах методом конечных элементов.

The results development of methods numeral modeled, and also aspects, approaches and problems of numeral realization process cutting of metal, on disks scissors by the finite element method.

Библиографический список.

1. Теория обработки металлов давлением (Вариационные методы расчета усилий и деформаций) / И.Я. Тарновский, А.А. Поздеев, О.А. Ганаго и др. – М.: Металлургиздат, 1963. – 672 с.
2. Васидзу К. Вариационные методы в теории упругости и пластичности. / Пер. с англ. – М.: Мир, 1987. – 542 с.
3. Зенкевич О., Морган К. Конечные элементы и аппроксимация. – М.: Мир, 1986. – 318 с.
4. Теллес Д.К.Ф. Применение методов граничных элементов для решения неупругих задач. – М.: Стройиздат, 1987. – 160 с.
5. Finite volume computational methods for polymer processing / R.I. Tanner, X. Huang, S.-C. Xue, N. Phan-Thien, // Proc. of the 7 Int. Conf. on numerical methods in industrial forming processes. – Enschede (Netherlands). – 1998. – P. 3-9.
6. Analysis of metal forming process based on meshless method / J.-S. Clıcil, C. Roque, C. Pan, S.T. Button // Journal of Materials Processing Technology. – 1998. – №80-81. – P. 642-646.
7. Анил К.Дж., Жиангчанг М., Моуддин К.М. Введение в искусственные нейронные сети // Открытые системы. – 1997. – №4. – С. 16-24.
8. Гринкевич В.А., Данченко В.Н. Краткий обзор современных методов решения краевых задач обработки металлов давлением и основные тенденции их развития // Сучасні проблеми металургії. Наукові вісті. - Том 5: Пластична деформація металів. - Дніпропетровськ: "Системні технології". – 2002. – С. 113–118.
9. Потапкин В.Ф. Метод полей линий скольжения в теории процессов обработки металлов давлением. – Краматорск: ДГМА, 2005. – 160 с.
10. Pantale O., Rakotomalala R., Touratier M. An ALE three-dimensional model of orthogonal and oblique metal cutting processes. // International Journal of Forming Processes. – 1998, Vol 1, N° 3. – pp 371-389.
11. Title: Analysis of Guillotining and Slitting, Finite Element Simulations. Ph.D-Thesis, University of Twente, The Netherlands January 2000. Author: H.H.Wisselink.
12. Ильюшин А.А. Механика сплошной среды: Учебник. – М.: Изд-во МГУ, 1990. – 310 с.
13. Малинин Н.Н. Прикладная теория пластичности и ползучести. – М.: «Машиностроение», 1976. – 400 с.
14. Вычислительные методы в механике разрушения. / Под ред. С. Атлури. – М.: «Мир», 1990. – 392 с.
15. Title: Developments of the Arbitrary Lagrangian-Eulerian Method in non-linear Solid Mechanics. Applications to Forming Processes. Ph.D-Thesis, University of Twente, The Netherlands 1999. Author: H.C. Stoker.

*Ст. преп. Петров П.А.
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)*

ОЦЕНКА ОСНОВНЫХ ПРИЧИН ЗАМЕНЫ ДИСКОВ ПИЛ ГОРЯЧЕЙ РЕЗКИ

Представленная работа преследует цель определить наиболее весомые факторы, обуславливающие замену диска и произвести их количественную оценку.

Проблема и ее связь с научными и практическими задачами.

Для резки сортового проката применяют дисковые пилы различных конструкций: салазковые, маятниковые, рычажные, роторные и четырехзвенные [1, 2]. В сортопрокатном цехе ОАО “Алчевский металлургический комбинат” (АМК) на участке резки установлены 9 передвижных четырехзвенных дисковых пил. Применение именно дисковых пил для разделения проката на мерные длины тесно увязано с качеством получаемого среза и формы концов заготовки (отсутствия загиба края заготовки, смятия кромок и т.д. [3]). Однако качество реза не всегда удовлетворяет требованиям цеховой технологической инструкции и нормативам, особенно в случае экспортных поставок [4]. Прежде всего, это связано с качеством изготовления и реставрации дисков. Немаловажную роль при этом играет своевременность замены изношенных дисков новыми. Определение средней стойкости диска позволяет рационально организовать их учет, оптимизировать расход и сократить простои стана, связанные с аварийной заменой дисков.

Анализ исследований и публикаций.

Общая классификация дефектов прокатной стали и дефектов порезки сортового проката таких как: косой рез, смятие кромок, образование заусенец, приведена в работе [3]. В.В. Татарников, рассматривая качество реза дисковыми пилами, использует понятие наплыв, которое определяется разнотолщинностью и искривлением диска [5].

Вероятность появления дефекта при порезке зависит от формы, способа и качества нарезки зубьев, которые были исследованы в работе [6]. Общей проблемой при изготовлении дисков пил горячей (холодной) резки металла (а также деревообрабатывающей промышленности) является придание ему плоской формы [7, 8, 9], для чего используют рихтовку на специальных установках для правки и балансировки дисков.

Способы повышения износостойкости зубьев методами термической обработки и поверхностного пластического деформирования изложены в работах [10, 11].

Однако причины замены дисков, в представленных публикациях, имеют различную оценку. Выделенные среди них основные причины не имеют статистического подтверждения, что затрудняет прогнозирование расхода дисков и получение относительных показателей стойкости в пересчете на тонну проката или другой критерий.

Постановка задачи.

Произвести количественную оценку основных причин замены дисков пил горячей резки сортового металлопроката, исследовать закономерности возникновения наиболее весомых из них. С целью оптимизации материальных затрат на изготовление и ремонт дисков определить среднюю стойкость при порезке квадрата и фланцевых профилей.

Изложение материала и его результаты.

Анализ стойкости дисков выполнен применительно к условиям сортопрокатного цеха ОАО “АМК”. Геометрические параметры используемых дисков таковы, мм: толщина – 9, диаметр нового диска 1800, реставрированного – 1740, форма зуба – треугольная, высота зуба – 19, шаг – 18,84. В настоящий момент диски изготавливают из толстолистого проката, стали 50 ГОСТ 1050-88; размер листа, мм: толщина – 9, ширина – 1900, длина – 4000 или 6000. В соответствии с ГОСТ 19903-74 к металлу для дисков пил предъявляются следующие требования по плоскостности – особо высокой плоскостности; отклонения от плоскостности на 1 м длины листа не должны превышать 5 мм; предельные отклонения по толщине (при толщине листа 9 мм и ширине 1900 мм) составляют: +0,2 и –0,8 мм.

Для выявления причин замены дисков в течение 2003г. всем поставляемым на участок резки дискам присваивался специальный номер (маркировка осуществлялась краской с обеих сторон), который позволял проследить дальнейшую “судьбу” каждого диска. В специальном журнале фиксировались: номер пилы, дата и время установки (замены) диска; причина замены диска; профиль, материал и длина разрезаемой заготовки; диаметр диска (новый или реставрированный); количество переточек зубьев.

После обработки полученной выборки и отсева неполных записей, причины замены диска распределились следующим образом (рисунок 1). Как следует из представленной диаграммы к основным факторам следует отнести: износ зубьев (62%) и наплыв на заготовке (29%). В процентном соотношении они составляют 91% от общей выборки. Разрушение (выкрошивание) зубьев составляет 5%, хотя по результатам [6]

этот дефект является основной причиной замены диска. Доля прочих отказов (заусенец, прогиб полки, и т.д.) незначительна – менее 10%.

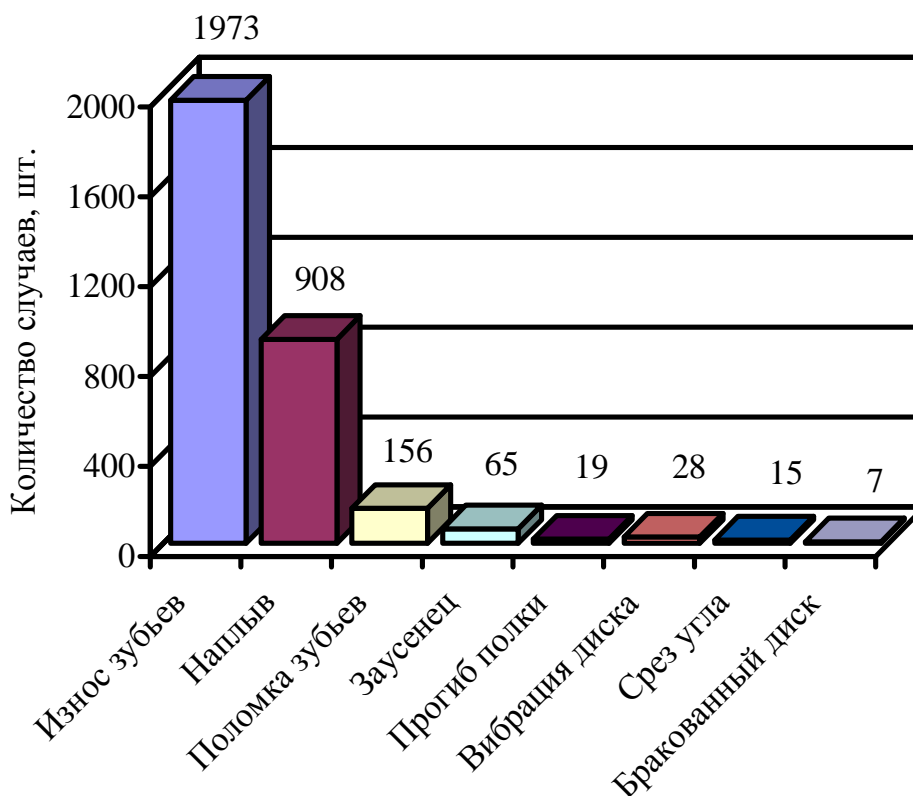


Рисунок 1 – Доля основных отказов дисков

Первой, из наиболее частых причин замены диска, является износ зубьев, который зависит от состояния инструмента (формы зуба, качества заточки и упрочнения), от типа разрезаемого профиля и температуры в очаге резания. Очевидно, что износ зубьев при резке фланцевых профилей больше чем при резке квадрата. При разрезании квадрата имеет место один участок пропила, в случае порезки двутавровой балки участок может состоять из двух или трех зон; закончив порезку первого участка, зуб переходит к следующему, резко внедряясь в металл, что приводит к износу режущей кромки.

Следующим фактором является наплав. Наплав является результатом суммарного воздействия пил друг на друга, при котором: "...полотно диска оттесняет активные слои металла по периметру сечения, образуя наплавы и заусенцы" [5]. По мере притупления зубьев вероятность появления наплава на заготовке высока, однако 100-процентной связи между износом зубьев и наплавом нет. Замена диска по причине совместного действия наплава и износа была отмечена лишь в 100 случаях, что соответствует 3% от общей выборки. Имеют место образование наплавов на заготовке, несмотря на удовлетворительное состояние рабочей поверхности зубьев, например при порезке

профилей из стали 2пс (3пс) с высокими скоростями подачи, что связано со структурой и механическими свойствами указанных сталей.

Процентные соотношения между основными причинами отказов и замены дисков для общей (3171 запись) выборки приведены в таблице 1.

Таблица 1 – Распределение основных причин замены дисков для общей выборки

Тип профиля	Общее количество, шт.	Причина замены диска		
		Износ зубьев, шт. / %	Наплыв, шт. / %	Прочее, шт. / %
Фланец	1571	922 / 59	380 / 24	269 / 17
Квадрат	1600	1051 / 66	528 / 33	21 / 1
<i>Всего</i>	3171	1973	908	290

Результат анализа причин замены дисков, когда пилы разрезали только фланцевые профили (швеллер №12, №14, №18, №20, двутавровая балка №14, №20, уголок 125×8, 125×12, специальный профиль для шахтной крепи СВП–22, СВП–27, СВП–33) или только квадрат (100×100, 120×120, 125×125) представлен в таблице 2.

Таблица 2 – Распределение основных причин замены дисков для случая порезки только фланцевых профилей или квадрата

Тип профиля	Общее количество, шт.	Причина замены диска		
		Износ зубьев, шт. / %	Наплыв, шт. / %	Прочее, шт. / %
Фланец	188	101 / 54	48 / 26	39 / 20
Квадрат	369	162 / 44	117 / 32	90 / 24
<i>Всего</i>	557	263	165	129

Данные таблиц свидетельствуют, что только 18% ($557/3171=0,1757$) из количества обследованных дисков начав порезку одного профиля и заканчивают свою сессию с тем же профилем. В основном, при переходе на новый профиль, диск не заменяют, и он продолжает работать до тех пор, пока не понадобится его замена новым. В указанный период доля фланцевых профилей составила 49,54% ($3171/1571$, где 3171 – общее число записей, 1571 – число записей для фланцевых профилей).

Для количественной оценки стойкости дисков результаты были представлены в виде максимального числа резов, совершенного диском до его замены. Результаты рассеивания случайной величины наработки диска при разрезании фланцевых профилей представлены на рисунке 2, а для квадратной заготовки на рисунке 3.

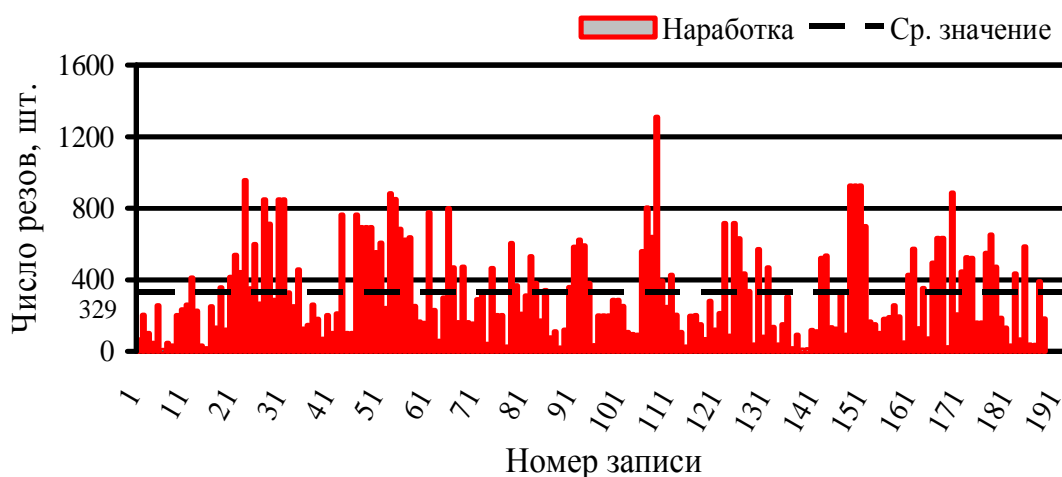


Рисунок 2 – Нарботка диска при порезке фланцевых профилей

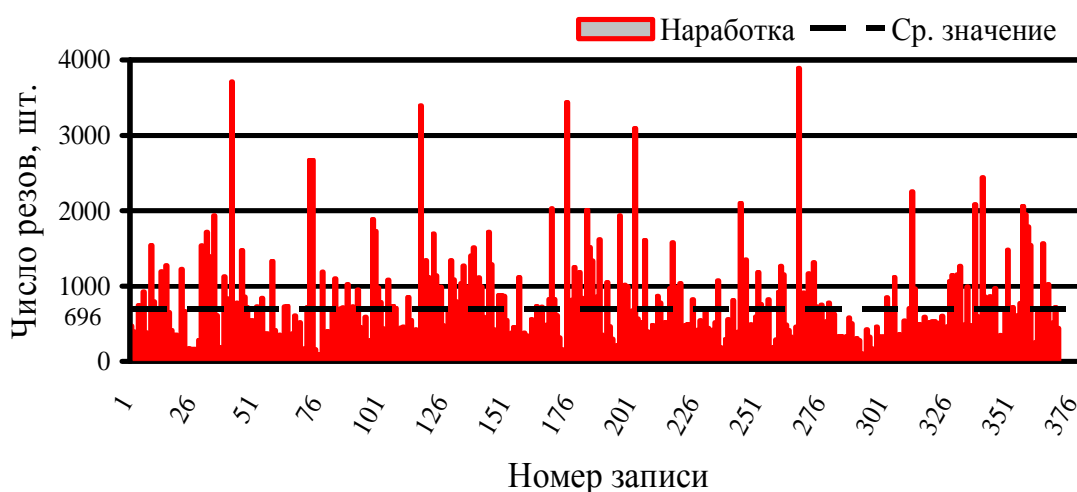


Рисунок 3 – Нарботка диска при порезке квадратной заготовки

Усредненное значение числа резов составило: при обработке фланцевых профилей $\bar{x}_f = 329$ резов, при порезке квадрата $\bar{x}_k = 696$ резов.

Выводы.

1. Основной причиной выбраковки дисков пил горячей резки является износ зубьев; особенно при обработке фланцевых профилей (более 50%).

2. Износ зубьев и наплыв на заготовке в процентном соотношении составляют 91% от общей выборки. Трещинообразование и выкрошивание зубьев не являются основными причинами замены дисков.

3. Такой дефект порезки сортового проката как наплыв обуславливается в основном не типом разрезаемого профиля, а качеством изготовления диска и способом его крепления на валу пилы.

4. Доля прочих дефектов (разрушение зубьев, заусенец, прогиб полки и т.д.) в общей массе незначительна; но при рассмотрении относительно конкретного профиля может достигать 24% для квадрата и 20% для фланца.

5. Число резов, принятое в качестве основного критерия для оценки долговечности диска, является универсальным и емким показателем, который можно перевести в прочие критерии (суммарная площадь поперечного сечения разрезанных заготовок или удельный расход дисков на тонну проката) при оговоренных исходных данных.

6. При порезке фланцевых профилей замена диска осуществляется примерно в два раза ($696/329=2,12$) чаще, чем при обработке квадрата, что должно учитываться для планирования расхода дисков исходя из производительности стана и фабрикации продукции.

Запропонована робота має на меті визначити найбільш вагомі фактори, що обумовлюють заміну диска пили горячого різання і виконати їх кількісну оцінку.

The presented work chases the purpose to define the most powerful factors causing replacement of a disk and to make their quantitative estimation.

Библиографический список.

1. Иванченко Ф.К. та інші. Розрахунок машин і механізмів прокатних цехів: Навч. посібник. / Ф.К. Иванченко, В.М. Гребеник, В.М. Ширяев. – К.:Вища шк., 1995. – 454с.: іл.

2. Иценко А.А. и др. Анализ и синтез механизмов подачи дисковых пил для резки проката. / А.А. Иценко, В.А. Корчагин, А.А. Томаш. // Известия высших учебных заведений. Черная металлургия. – 2001. – №1. – С. 33–35.

3. Трофимчук В.Д. Дефекты прокатной стали и меры борьбы с ними. – М.: Металлургия, 1954. – 632с.
4. Технологическая инструкция ТИ 229–МЦ–141–2000. “Производство проката на экспорт” / ОАО “Алчевский металлургический комбинат”. – 2000. – 42с.
5. Татарников В.В. О влиянии конструкции крепления диска пилы на нагрузку привода и вибрацию диска. / В. В. Татарников, В. Н. Михалев. // Известия высших учебных заведений. Машиностроение. – 1973. – №7. – С. 149–153.
6. Гребенник В.М. и др. Повышение надежности металлургического оборудования: Справочник. / В.М. Гребенник, А.В. Гордиенко, В.К. Цапко – М.: Металлургия, 1988. – 688с.
7. Слоним А.З. Теоретические основы процесса правки пильных дисков. / А.З. Слоним, В.А. Корчагин, А.А. Ищенко. // Известия высших учебных заведений. Черная металлургия. – 1992. – №1. – С. 54–56.
8. Антонюк В.Е. Влияние правки на качество дисков трения. / В.Е. Антонюк, Р.Е. Игудесман, М.А. Белов // Машиностроитель. – 1991. – №5. – С. 13–14.
9. Стахивев Ю.М. Работоспособность плоских круглых пил. / Стахивев Ю.М. – М.: Лесн. пром-сть, 1989. – 384с.
10. Пат. 2113512 RU. МКИ С 21 D 9/24, С 21 D 1/09. Способ термической обработки дисков пил горячей резки проката. / И.П. Иерусалимов, Ю.П. Петренко, Р.Е. Мардышкин. № 96123653/02. Заявл. 14.12.1996; Оpubл. 20.06.1998. – 3с.
11. Тылкин М.А. Повышение долговечности деталей металлургического оборудования. – М.: Металлургия, 1971. – 608с.

*Научный сотрудник Бревнов А.А.
студентка Бревнова Ю.А.
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)*

ОПРЕДЕЛЕНИЕ ОБЛАСТИ РАЦИОНАЛЬНЫХ ПАРАМЕТРОВ ГИДРОДИНАМИЧЕСКОГО ФИЛЬТРА С ЗАКРУТКОЙ ПОТОКА ЖИДКОСТИ НА ВХОДЕ

Запропоновано спосіб визначення раціональних параметрів гідродинамічного фільтра з закрученням потоку рідини на вході, що має певні переваги в зрівнянні з традиційним гідродинамічним фільтром.

Проблема и ее связь с научными и практическими задачами. Для эффективной и бесперебойной работы металлургических предприятий необходима техническая вода в больших количествах с загрязненностью, не превышающей определенный уровень. Поэтому вопрос создания недорогих и эффективных устройств очистки жидкостей от разного рода примесей становится все более актуальным.

Известные устройства очистки жидкостей в той или иной степени решают этот вопрос, но область рациональных параметров каждого устройства не перекрывает всего диапазона возможных условий работы.

Создание сетчатого фильтра, использующего закрутку потока, является перспективным из-за улучшения условий создания гидродинамического эффекта на сетке в сравнении с традиционным гидродинамическим фильтром. Гидродинамический фильтр, использующий закрутку потока, обладает всеми преимуществами гидродинамического непоточного фильтра и, кроме того, позволяет добиться уменьшения потерь на слив из-за возможности обеспечения большего отношения касательной составляющей скорости несущего потока к радиальной.

Анализ исследований и публикаций. Так как для улучшения гидродинамических условий в разрабатываемом фильтре используется закрутка потока на входе, необходимо сравнить такое устройство очистки с гидроциклонами.

Обобщение результатов испытаний гидроциклонов различных конструкций [1], [2] показало, что гидроциклоны эффективны лишь при разделении фаз с концентрацией взвешенных веществ 0,8-1 г/л и более. Причем, эффект осветления приближается к 100% при содержании твердого в питании более 7 г/л.

В результате сравнения гидродинамического фильтра с закруткой потока на входе с гидроциклонами можно отметить следующие преимущества разрабатываемого устройства:

- возможность работы в напорных линиях;
- более низкий перепад давления на фильтре,
- улучшение качества очистки при малой загрязненности исходной среды (до 1-2 г/л).

В работе [3] обоснована конструкция гидродинамического фильтра, использующего закрутку потока в сочетании с фильтровальной перегородкой и предложена методика его расчета.

Существенным моментом в конструкции такого фильтра является подбор конструктивных параметров, позволяющих добиться отбрасывания твердых частиц, соизмеримых с размером ячейки сетки и более к непроницаемой поверхности. Это важный момент, так как именно такие частицы являются наиболее опасными в смысле засорения сетки. Кроме того, непопадание на сетку частиц определенного размера приводит к уменьшению концентрации загрязнений в области сетки, т.е. в зоне действия гидродинамического эффекта.

Таким образом, при создании гидродинамического фильтра с закруткой потока в первую очередь необходимо определить, какую скорость закрутки потока нужно обеспечить для получения указанного эффекта.

Постановка задачи. Целью настоящей работы является определение области рациональных режимов работы гидродинамического фильтра, использующего закрутку потока, а также подтверждение полученных теоретических зависимостей по результатам работы экспериментального стенда.

Изложение материала и его результаты. Закрутка потока на входе в фильтр определяется расходом жидкости через фильтр и диаметром подводящего патрубка. Согласно исследованиям в работе [4] закрутка потока в кольцевой области затухает очень медленно, поэтому в первом приближении можно считать тангенциальную скорость в кольцевой щели постоянной по длине.

В работе [5] рассмотрены силы, действующие на твердую частицу в потоке закрученной жидкости между двумя коаксиальными цилиндрами и сделан вывод о необходимости в постановке задачи кроме силы лобового сопротивления принимать силу, возникающую из-за градиента давления в радиальном направлении и центробежную силу.

При рассмотрении сил, действующих на твердую частицу необходимо оценить их влияние на поведение частицы в потоке жидкости. В первом приближении это влияние можно рассмотреть на основе равно-

весия сил в радиальном направлении. Соответствующая расчетная схема приведена на рис.1.

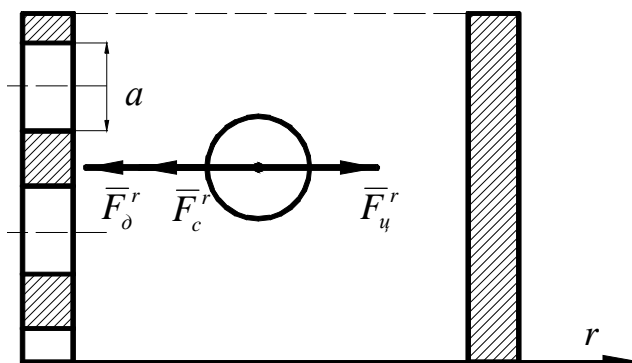


Рисунок 1 – Силы, действующие на твердую частицу в радиальном направлении.

Максимальная сила лобового сопротивления в радиальном направлении определяется расходом через фильтроэлемент и приближенно может быть рассчитана [5]:

$$F_c^r = -\frac{\rho}{2} \cdot (V - V_p) \cdot (V^r - V_p^r) \cdot \pi \cdot \frac{d_p^2}{4} \cdot C_x,$$

где ρ - плотность жидкости,

$(V - V_p)$ - разность скоростей соответственно жидкости и частицы,

$(V^r - V_p^r)$ - разность радиальных составляющих скорости соответственно жидкости и частицы,

d_p - диаметр твердой частицы,

C_x - коэффициент лобового сопротивления, который в оценочном анализе упрощенно можно определить [6]:

$$C_x = \frac{33}{Re},$$

где Re - число Рейнольдса.

Число Рейнольдса при обтекании частицы определяется:

$$Re = \frac{(V - V_p)}{\nu} \cdot d_p,$$

где ν - кинематическая вязкость жидкости.

Примем для порядка разности $(V^r - V_p^r)$ в пределе значение V^r , которое оценим отношением расхода жидкости к площади проникаемой поверхности:

$$V^r - V_p^r = \frac{Q}{2\pi \cdot R \cdot L \cdot A'_0}, \quad (1)$$

где R - радиус фильтроэлемента,

L - длина проницаемой поверхности,

A'_0 – коэффициент живого сечения фильтроэлемента, равный отношению площади всех отверстий в фильтровальной поверхности к площади той же поверхности без отверстий. Для перфорированной трубы с круглыми отверстиями, изготовленной в лаборатории гидродинамики и фильтровальной техники ДонГТУ, коэффициент A'_0 составил 0,57.

Центробежная сила, действующая на твердую частицу будет равна [7], [8]:

$$F_{ц}^r = \frac{V_{\theta}^2}{R} \rho_p \frac{\pi \cdot d_p^3}{6},$$

где ρ_p - плотность скорость твердой частицы.

Сила, возникающая из-за градиента давления в радиальном направлении [5]

$$F_{\partial}^r = -\frac{V_{\theta}^2}{R} \rho \cdot \frac{\pi \cdot d_p^3}{6}.$$

Условия равновесия, когда сумма указанных выше сил будет равна нулю, дает возможность определить минимальный размер твердой частицы фиксированной плотности, которая гарантированно не попадет на поверхность фильтроэлемента:

$$-\frac{33}{8} \cdot v \cdot \pi \cdot d_p \cdot \frac{Q}{2 \cdot \pi \cdot R \cdot L \cdot A'_0} \cdot \rho - \frac{V_{\theta}^2}{R} \cdot \rho \cdot \frac{\pi \cdot d_p^3}{6} + \frac{V_{\theta}^2}{R} \rho_p \frac{\pi \cdot d_p^3}{6} = 0. \quad (2)$$

Из полученного равенства можно вывести зависимость расхода через фильтр от радиуса фильтроэлемента при различных значениях окружной скорости:

$$Q = \frac{32 \cdot \pi \cdot V_{\theta}^2 \cdot R \cdot d_p^2 \cdot A'_0 \cdot (\rho_p - \rho)}{99 \cdot v \cdot \rho}. \quad (3)$$

С другой стороны, твердая частица, которая преодолела действие центробежной силы и приблизилась к сетке, находится под влиянием сил со стороны потока жидкости, как в радиальном, так и в тангенциальном направлении. Условием непрохождения твердой частицы сквозь ячейку фильтроэлемента является [9] расположение линии действия суммарного вектора скорости выше точки А по рис. 2.

$$\frac{d_p}{2a} > \frac{V_r}{V_\theta},$$

где a – размер ячейки сетки,
 V_r – скорость жидкости в ячейке фильтровальной сетки,
 V_θ – касательная к поверхности фильтроэлемента скорость потока жидкости.

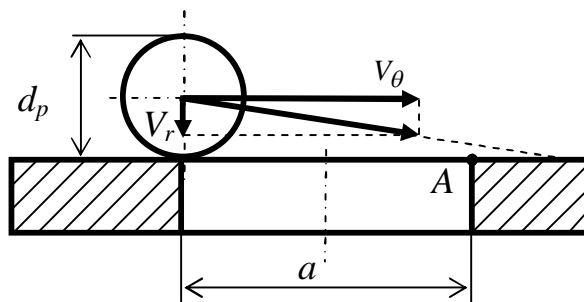


Рисунок 2 – Схема гидродинамического фильтрования.

В оценочном анализе примем скорость жидкости V_r , определяемой расходом через поверхность фильтроэлемента:

$$V_r = \frac{Q}{2 \cdot \pi \cdot R \cdot L \cdot A'_0 \cdot A''_0},$$

где A''_0 – коэффициент живого сечения фильтровальной сетки с подложкой. Для сетки № 0071 с размером ячейки 71 мкм и подложкой с размером ячейки 1 мм коэффициент A''_0 составил 0,21.

Касательная скорость V_θ определяется продольной составляющей потока жидкости относительно поверхности фильтроэлемента и тангенциальной составляющей. Так как продольная составляющая намного меньше тангенциальной, тем более в конечных сечениях фильтроэлемента, где расход жидкости на порядок меньше общего расхода, для оценки принимаем тангенциальную составляющую скорости, определяемую закруткой на входе.

Длину фильтроэлемента примем из конструктивных соображений $L = 2,5R$.

Тогда из полученного неравенства

$$\frac{d_p}{2a} > \frac{Q}{2 \cdot \pi \cdot R \cdot L \cdot A'_0 \cdot A''_0 \cdot V_\theta}$$

можно вывести зависимость расхода от размера фильтроэлемента, при удовлетворении которой частица определенного диаметра не должна пройти сквозь ячейку фильтроэлемента:

$$Q = \frac{2 \cdot \pi \cdot R \cdot L \cdot A'_0 \cdot A''_0 \cdot V_\theta \cdot d_p}{2a} . \quad (4)$$

Рассмотрим равновесное состояние в радиальном направлении твердой сферической частицы с плотностью $\rho_p = 2100 \text{ кг/м}^3$, диаметром, соизмеримым с размером ячейки фильтровальной сетки в свету $d_p = 70 \text{ мкм}$, и построим зависимость расхода от диаметра фильтроэлемента $D_\phi = 2R$ при величине тангенциальной скорости $V_\theta = 4 \text{ м/с}$ по формуле (3) на рис. 3.

На том же рисунке покажем зависимость, рассчитанную по формуле (4) для твердой сферической частицы той же плотности, диаметром $d_p = 25 \text{ мкм}$.

Анализ зависимостей на рис. 3 дает возможность подобрать наиболее рациональные параметры работы гидродинамического фильтра, использующего закрутку потока на входе.

Прямой линией показана зависимость, рассчитанная по формуле (3), параболическая зависимость рассчитана по формуле (4). Точка пересечения прямой линии с параболой показывает соответствие диаметра фильтроэлемента расходу через фильтр, при котором твердые частицы определенной плотности, соизмеримые с размером ячейки сетки не подходят к сетке за счет действия центробежной силы, в то же время частицы более мелкие попадают на сетку, но не проходят сквозь ячейку за счет действия гидродинамического эффекта.

Таким образом, в результате проведенного анализа можно предположить, что рациональная работа гидродинамических фильтров, использующих закрутку потока, определяется областью, перекрываемой обеими функциями по рис. 3, при концентрации твердых примесей в исходной среде, по крайней мере, до 2 г/л.

Дифференциальные уравнения, на основе которых в работе [10] был произведен расчет параметров потока жидкости в кольцевой области фильтрования, соответствуют ламинарному режиму течения. Хотя закрученный поток, как это имеет место в гидроциклонах, вряд ли можно назвать ламинарным, однако наличие узкого кольцевого зазора в области фильтрования разрабатываемого фильтра в совокупности с интенсивным отсосом жидкости сквозь фильтровальную сетку дают возможность обеспечить устойчивость течения и говорить о правомерности предложенной ранее расчетной схемы.

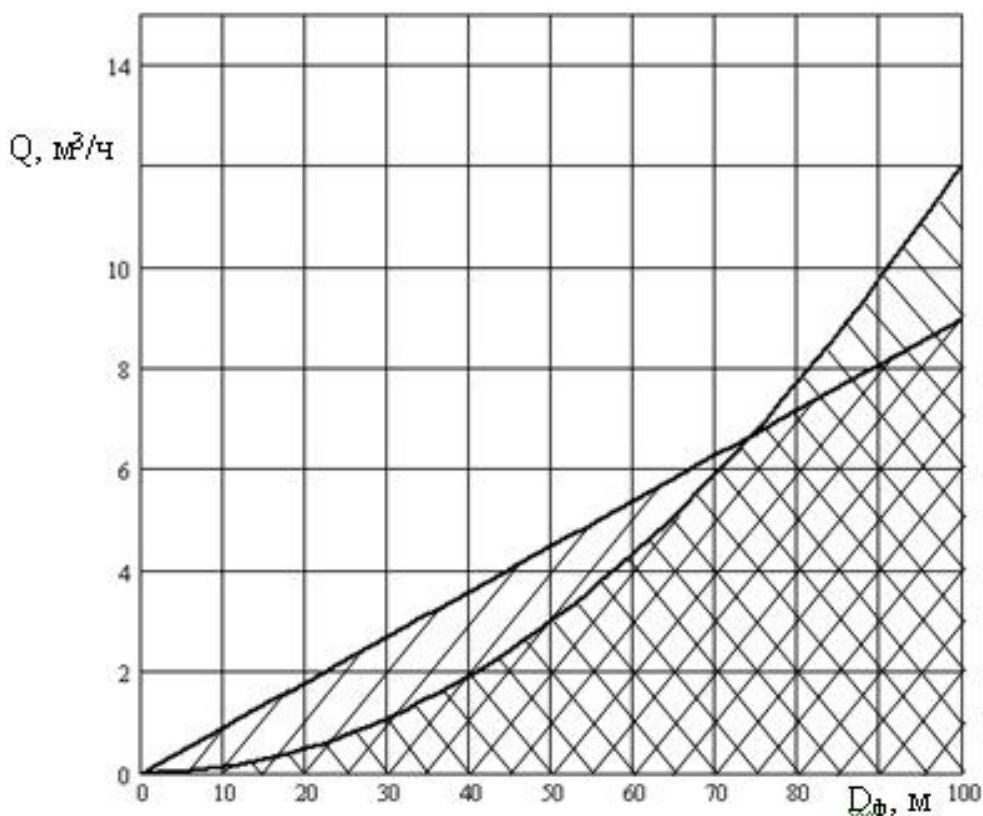


Рисунок 3 – Область рациональных параметров гидродинамического фильтра с закруткой потока жидкости.

Для того чтобы подтвердить существование ламинарного режима в рассчитанном диапазоне расходов и закрутки потока, а также визуализировать процессы, происходящие при работе фильтра, был изготовлен макет гидродинамического фильтра использующего закрутку потока с прозрачной внешней стенкой, общий вид которого приведен на рис. 4, а гидравлическая схема испытательного стенда – на рис. 5.

Стенд работает следующим образом. Вода, содержащая твердые примеси с плотностью $\rho_p = 2100 \text{ кг/м}^3$ с концентрацией $c = 1,5 \text{ г/л}$ из емкости 1 с помощью насоса 3 подается через входной патрубок, установленный тангенциально, на вход фильтра 7. Основная часть жидкости отфильтровывается и по линии очищенной жидкости 8 подается в емкость 1. Часть неочищенной жидкости по линии 10 сбрасывается в ту же емкость, где перемешивается с чистой жидкостью и опять подается на вход фильтра. Тем самым поддерживается постоянная концентрация примесей в исходной среде. Расход, измеряемый расходомером 4, регулируется с помощью крана 2. Перепад давления на фильтре измеряется

с помощью манометров 5 и 6. Сброс неочищенной жидкости регулируется с помощью крана 9.



Рисунок 4. Общий вид макета фильтра

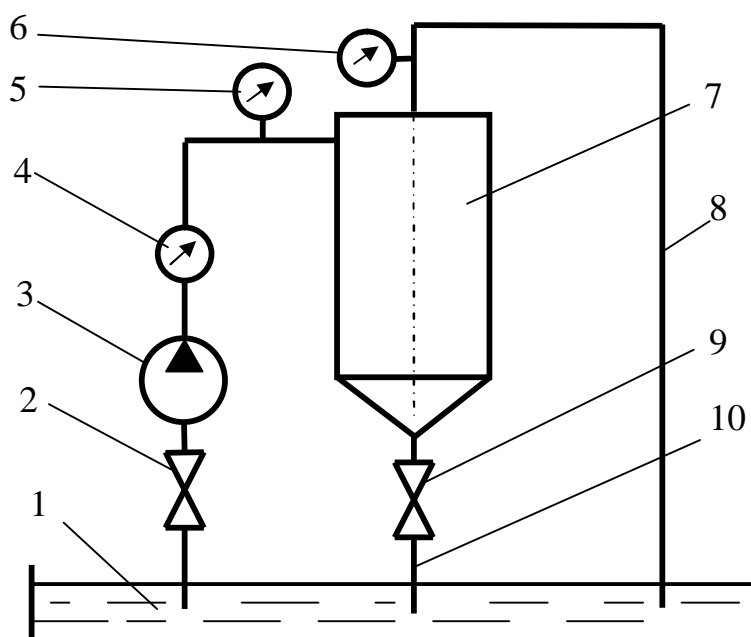


Рисунок 5 – Гидравлическая схема испытательного стенда.

В результате анализа работы макета гидродинамического фильтра, использующего закрутку потока, подтвердилось предположение об устойчивости течения в области фильтрования. Это было заметно по общему виду течения без явных признаков завихренности, по поведению ниток, укрепленных на поверхности фильтроэлемента, которые по-

сле достаточно быстрого установления режима вели себя стабильно, без колебаний.

Кроме того, по поведению ниток можно судить о сохранении интенсивной закрутки в конечных сечениях фильтроэлемента, что очень важно для эффективной работы гидродинамического эффекта.

Одной из потенциальных опасностей ухудшения работы фильтра является неполная работа фильтровальной сетки, когда могут возникать подсосы из зоны очищенной жидкости. Для проверки этого предположения внутрь фильтроэлемента вблизи крайних участков сетки подавалась краска под давлением. При потенциально интересных режимах работы фильтра явление подсоса в зону фильтрования не наблюдалось, что подтверждает правомерность предположения о равномерности течения жидкости.

Выводы и направление дальнейших исследований. В результате проведенного исследования можно сказать, что существует возможность создания гидродинамического фильтра с закруткой потока на входе при концентрации загрязнений в исходной среде до 2 г/л, обладающего такими преимуществами как небольшой перепад давления, невысокая чувствительность к параметрам сети, ограждение фильтровальной сетки от твердых частиц, соизмеримых с размером ячейки сетки, а также уменьшение сброса жидкости до 5-10% от общего расхода.

Направлением дальнейших исследований является проведение количественного эксперимента по определению эффективности работы фильтра предложенной конструкции, то есть по определению тонкости очистки при уменьшении количества сбрасываемой жидкости и сопоставление экспериментальных значений гидродинамических параметров фильтра с имеющимися расчетными результатами.

Предложен способ определения рациональных параметров гидродинамического фильтра с закруткой потока жидкости на входе, который имеет определенные преимущества в сравнении с традиционным гидродинамическим фильтром.

The way of definition of rational parameters of the hydrodynamic filter with twist of fluid flow in the entrance section, having the certain advantages in comparison with the traditional hydrodynamic filter is offered.

Библиографический список.

1. Поваров А.И. Гидроциклоны на обогатительных фабриках. М.: «Недра», 1978, - 232 с.
2. Водозаборно-очистные сооружения и устройства: Учеб. пособие для студентов вузов/ М.Г. Журба, Ю.И. Вдовин; Ж.М. Говорова,

И.А. Лушкин; Под ред. М.Г. Журбы. – М.: ООО «Издательство Астрель»: ООО «Издательство АСТ», 2003. – 569 с.: ил.

3. Бревнов А.А. Конструкция и расчет полнопоточного гидродинамического фильтра, использующего закрутку потока. *Всеукраїнський науково-технічний журнал «Промислова гідроліка і пневматика»* -№2 (8), 2005. –С.66-68.

4. Мочалин Е.В. Моделирование закрученных течений в рабочих полостях очистки жидких сред. – Сборник научных трудов. *Окружающая среда – человек, ресурсосбережение. Выпуск 2. Том 1.* Алчевск: ДГМИ, 1999. – с. 35-42.

5. Мочалин Е.В., Бревнов А.А. К постановке задачи о движении взвешенной частицы в закрученном потоке несущей жидкости между двумя соосными цилиндрами с учетом отсоса жидкости через внутренний цилиндр. – Сборник научных трудов (Вып. 13). Алчевск: ДГМИ, 2001. - с.210-218.

6. Белянин П.Н., Данилов .М. *Промышленная чистота машин.* - М.: Машиностроение, 1982. - 224 с.

7. Кизевальтер Б.В. *Теоретические основы гравитационных процессов обогащения.* М., «Недра», 1979. -295 с.

8. Акопов М.Г., Благоев И.С., Бунин Г.М. *Гравитационные и специальные методы обогащения мелких классов углей.* М., «Недра», 1975. – 248 с.

9. Финкельштейн З.Л. *Применение и очистка рабочих жидкостей для горных машин.* – М.:Недра, 1986.-232 с., с ил.

10. Бревнов А.А., Мочалин Е.В. "Расчет поля скоростей закрученного потока в кольцевой области с проницаемой стенкой". *Вісник Сумського державного університету*, 2003.- №12(58).- С.65-69.

ПІДВИЩЕННЯ РЕСУРСУ РОБОТИ ЗДРІБНЮЮЧИХ ДЕТАЛЕЙ КОНІЧНИХ ВІБРОІНЕРЦІЙНИХ ПОДРІБНЮВАЧІВ ТЕХНОЛОГІЧНИМИ МЕТОДАМИ

Приведені результати дослідження зношування здрібнюючих металевих деталей конічних дискових віброінерційних подрібнювачів у вібруючому суцільному потоці часток сипучого абразивного матеріалу, що подрібнюється, і запропоновані раціональні конструктивно-технологічні методи підвищення міжремонтного ресурсу їхньої роботи.

Проблема і її зв'язок з науковими і практичними задачами. Раціональна переробка мінеральної сировини і продуктів є важливою складовою частиною всього комплексу України. Центральним і найбільш енергоємним масовим технологічним процесом при цьому є здрібнювання. Природне бажання підвищити економічні показники цих процесів обумовило розвиток робіт з удосконалювання прогресивних конічних дискових подрібнювачів з віброінерційними відцентровими інтенсифікаторами та перфорованою кільцевою камерою, яка заповнена подрібнюючими шаровими тілами, основною відмітною ознакою яких є руйнування матеріалу, що подрібнюється. Подрібнюючий матеріал у шарі в умовах інтенсивного вібраційного впливу і відсутність зазору між робочими поверхнями здрібнюючих деталей на холостому ходу [1]. У цьому випадку істотно збільшується ударно-стираючий ефект, що визначає основну якісну та кількісну картину процесу здрібнювання, а закономірності вібраційного здрібнювання наближаються до закономірностей абразивного зносу. Тому зношування здрібнюючих деталей у такого типу подрібнювачах є неминучим процесом, а їхня довговічність тісно зв'язана з зносостійкістю робочих поверхонь їх здрібнюючих деталей.

Приведене свідчить про великі економічні витрати, що зв'язані з відновленням і заміною здрібнюючих деталей такого типу подрібнювачів і про актуальність вивчення процесу зношування їх здрібнюючих деталей у вібруючому суцільному потоці абразивних часток подрібнюючого матеріалу і розробки раціональних конструктивно-технологічних методів підвищення ресурсу їхньої роботи. При цьому усе більш актуа-

льним є визначення впливу якості конструкції таких подрібнювачів на їхню експлуатаційну стійкість і термін їхньої служби.

Аналіз останніх досліджень, у яких початі рішення даної проблеми. У роботах [2-7] приведені результати досліджень і опису розроблених способів підвищення зносостійкості робочих деталей при їхньому виготовленні. Традиційними способами підвищення зносостійкості робочих деталей шляхом максимального збільшення твердості матеріалів з використанням твердих сплавів, твердого наплавлення, корунду на бакелітовому зв'язуванні, кам'яного лиття й інших прийомів [2] у ряді випадків успішно вирішують поставлену задачу. Однак при цьому не завжди результати позитивні. У залежності від умов експлуатації й інтенсивності зношування таких деталей, що швидко зносяються, іноді корисніше підвищувати не тільки твердість їхнього матеріалу при їхньому виготовленні, а створювати умови роботи здрібнюючих деталей, що дозволяють зміцнювати їх без розбирання, що дозволить зменшити інтенсивність їхнього зношування і підвищити їхню експлуатаційну стійкість.

В останні роки виконано багато наукових досліджень [2-7], спрямованих на вивчення зношування і підвищення довговічності здрібнюючих деталей такого типу подрібнювачів. У той же час складність і невивченість природи зношування конструкційних матеріалів здрібнюючих деталей при їхній експлуатації в контактній взаємодії з вібруючим суцільним потоком часток сипучих абразивних подрібнюючих матеріалів, велика номенклатура устаткування і умови експлуатації, що різко відрізняються, утрудняють застосування відомих методів для підвищення довговічності здрібнюючих деталей і ресурсу роботи такого типу подрібнювачів в процесі їхньої експлуатації.

Постановка задачі. Дослідження абразивного зношування здрібнюючих деталей у вібруючому потоці часток сипучих абразивних матеріалів, що подрібнюються, і розробка раціональних конструктивно-технологічних методів підвищення їхньої довговічності та міжремонтного ресурсу їхньої роботи.

Виклад матеріалу досліджень і його результати. Для рішення цієї поставленої задачі була розроблена фізична модель камери здрібнювання розробленого автором такого типу подрібнювача, принципова схема якого приведена на рис. 1. Основними складовими частинами камери здрібнювання є розміщені в корпусі 1 подрібнювально-дозувальна камера 2 з завантажувальним патрубком 3, перфорована кільцева камера 4, яка заповнена подрібнюючими шаровими тілами 5, розвантажувальний патрубок 6, дисковий конус 7, а у середині її внутрішнього перфорованого кільця поміщений додатковий відцентровий інтенсифікатор, виконаний у вигляді вільно розташованого бігуна 8, що робить круго-

вий поступальний рух за допомогою прикріпленого до дискового конуса 7 водила 9, що дозволяє виконувати зміщення кільцевої перфорованої камери 4 в горизонтальному напрямку, а також приводний вал 10.

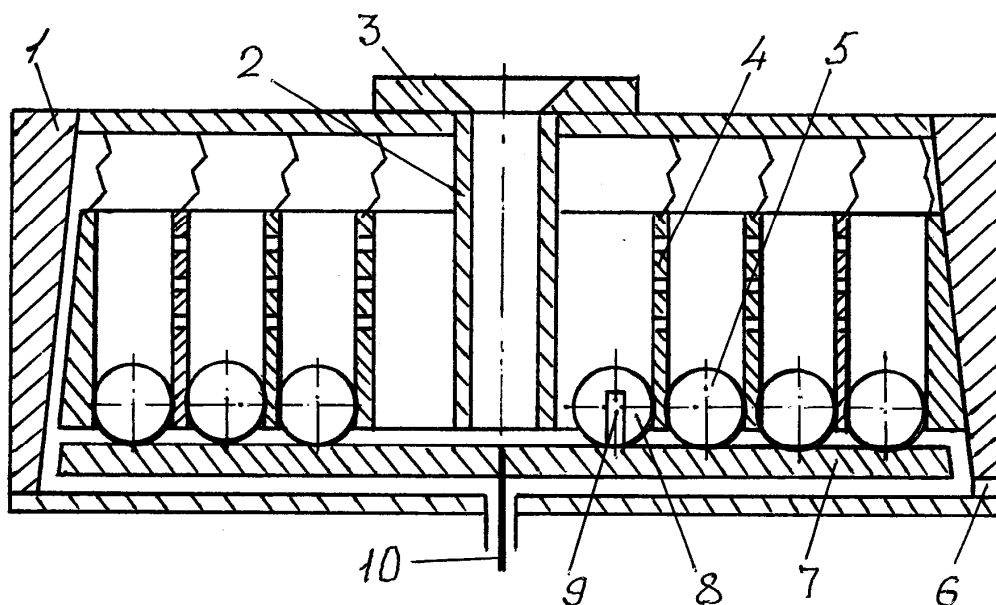


Рисунок 1 – Схема камери здрібнювання

За допомогою обертального руху дискового конуса 7 і коливального руху перфорованої кільцевої камери на подрібнюючу частку діють сила ваги подрібнюючого шару 5 яка може бути виконана з додатковим підгрузом або за допомогою пружини. В машині цього типу подрібнювання матеріалу, що подрібнюється, виконують комбінованим діям роздавлювання з розтиранням поряд з ударяючим навантаженням. При цьому швидкість переміщення подрібнюючих часток через камеру визначається конструктивними і технологічними параметрами камери здрібнювання та кількістю обертання дискового конуса 7, який є такий, що швидко зношується. Тому для відносного порівняння ресурсів при різних умовах праці було обрано робочу верхню поверхню дискового конуса 7.

Необхідно відзначити, що при математичному моделюванні зношування передбачається, що частки, що подрібнюються, у ході процесу не руйнуються. Але в умовах здрібнюючого обладнання це неможливо [3], тому що саме здрібнювання є метою даного технологічного процесу. Ця обставина створює додаткові труднощі. З огляду на те, що зразки дискового конуса 7 за формою і розмірами перед кожним досвідом були

однакові, а в якості визначення інтенсивності зношування був прийнятий масовий критерій оцінки зносу, при якому інтенсивність зношування по масі може бути визначена з вираження [3]:

$$K_g = \frac{\Delta m}{Q}, \quad (1)$$

де Δm – утрата маси зразка після зношування протягом заданого часу тривалості іспитів, рівного для всіх досвідів, г; Q -маса абразивного подрібнюючого матеріалу, що контактує в ході досвіду з верхньою поверхнею дискового конуса 7, м³.

Тому для відносного порівняння ресурсів дискових конусів визначених при різних досвідах формулу для визначення ресурсу деталі [3] можна спрощено визначати по формулі:

$$T = \frac{\delta}{3,6 \cdot 10^{-2} \varphi \cdot K} = \frac{K_1}{K}, \quad (2)$$

де δ - товщина деталі, мм; φ - концентрація часток, г/(см²·с); K - інтенсивність зношування матеріалу, г/м³; $K_1 = \delta/3,6 \cdot 10^{-2} \cdot \varphi$ - постійний коефіцієнт.

В якості матеріалу для всіх зразків дискового конусу 7 при проведенні досвідів була застосована сталь 110Г13Л з вихідною твердістю 220 НВ. Це зв'язано з тим, що здрібнюючі деталі відомих дробарок і млинів [1,2] виконуються в більшості випадків з цієї сталі через її властивості самонаклепуватися в процесі роботи, що забезпечує їй підвищену зносостійкість. Необхідно відзначити, що в подрібнювачах наклеп має місце при руйнуванні вихідних шматків подрібнюючого матеріалу у контакті з поверхнями здрібнюючих деталей. У камері здрібнювання досліджуемого подрібнювача процес здрібнювання ведеться усередині шару подрібнюючого матеріалу, тому контактні тиски на поверхні дискового конусу у цьому випадку є недостатнім для наклепу. У цьому зв'язку в камері здрібнювання відбувається звичайний знос верхньої поверхні дискового конусу.

Величина зношування оцінювалася по витраті маси зразка. Час зношування для всіх зразків складав 150 хв. Зважування зразка до і після зношування вироблялося на вагах з точністю до 0.001 г. В якості подрібнюючого матеріалу використовувався вапняк, що складається з відсортованих часток. Коливальний рух камери у горизонтальній площині дискового конусу здійснювався від віброінерційного відцентрового інтенсифікатора з частотою коливань 1500 хв⁻¹ і амплитудою коливань 3-4 мм.

При дослідженні зразка дискового конусу виготовленого з вихідної сталі 110Г13Л, з числом твердості по Бринелю рівним 220 питома інтенсивність зношування металу дискового конусу склала $0,96 \text{ г/м}^3$.

При дослідженні зразка дискового конусу виготовленої з такої ж сталі, але з двочастотним коливанням [5, 6] питома інтенсивність зношування металу дискового конусу при цьому склала $0,71 \text{ г/м}^3$.

При дослідженні зразка дискового конусу виготовленої з цієї ж сталі, але з виконанням профілактичного зміцнення поверхонь за допомогою вібраційного наклепу металевими загортованими кульками з діаметром рівним діаметру часток подрібнюючого матеріалу амплітуда коливань камери складала 2-4 мм, а частота коливань 1500 хв^{-1} при часі обробки 150 хв. Питома інтенсивність зношування металу дискового конусу при наступному пропусненні потоку подрібнюючого матеріалу через камеру здрібнювання склала $0,52 \text{ г/м}^3$.

Отримані дані дозволяють зробити висновок, що підвищення ресурсу дискового конусу відбулося в другому досвіді в порівнянні з першим на наступну величину

$$\frac{T_2}{T_1} = \frac{K_1 \cdot 0,96}{0,71 \cdot K_1} = 1,35, \quad (3)$$

а в третьому досвіді в порівнянні з першим досвідом підвищення ресурсу дискового конусу склало

$$\frac{T_3}{T_1} = \frac{K_1 \cdot 0,96}{0,52 \cdot K_1} = 1,84. \quad (4)$$

Висновки і напрямки подальших досліджень. Приведені результати дослідження абразивного зношування здрібнюючих деталей на прикладі дискового конусу у вібруючому суцільному потоці часток си-пучих абразивних матеріалів, що подрібнюються, і запропоновані раці-ональні конструктивно-технологічні методи підвищення їхньої довгові-чності дозволяють зробити висновок, що найбільш ефективним методом підвищення експлуатаційної стійкості та ресурсу роботи здрібнюючих деталей є профілактичне зміцнення їх поверхневою пластичною дефо-рмацією. Далі необхідно провести додаткові дослідження зміцнення ме-талевих здрібнюючих деталей віброінерційною динамічною поверхне-вою обробкою тиском.

Приведены результаты исследования изнашивания измельчающих металлических деталей конических виброинерционных измельчителей в вибрирующем сплошном потоке частиц сыпучего абразивного измельчаемого материала и предложены рациональные конструктивно-технологические методы повышения межремонтного ресурса их работы.

The outcomes of researches of outwearing of crushing metal parts conic vibrational crushers in a vibrant continuous stream of alternate corpuscles of a loose abrasive crushed material are reduced and the rational constructive - technological methods of a raise of a between-repairs resource of their operation are offered.

Is shown, that the most effective method of a raise of a resource of operation of crushing parts is the preventive hardening by their surface plastic deformation.

Бібліографічний список.

1. *Вибрационная дезинтеграция твердых материалов / В.И. Ревнивцев, Г.А. Денисов, Л.П. Зарогатский, В.Я. Туркин. – М.: Недра, 1992.-430 с.*

2. *Повышение износостойкости горно-обогательного оборудования/ Н.С. Пенкин, Е.П. Капралов, П.В. Маляров и др.; Под ред. Н.С. Пенкина.-М.: Недра, 1992.-256 с.*

3. *Клейс И.Р., Ууэмыйс Х.Х. Износостойкость элементов измельчителей ударного действия.-М.: Машиностроение, 1986.-160 с..*

4. *Блехман И.И., Кацман Я.М., Титова Л.Г. Моделирование износа броней конусных дробилок//Обогащение руд. - №6. – 1989. – С.26-29.*

5. *Пологович И.А., Пологович А.И. Анализ возможных путей снижения металлоемкости и повышения ресурса дисковых истирающих измельчителей./Сб. научн. тр. ДонГТУ.-Алчевск: ДонГТУ, 2004.-Вып.18. – С. 187-191.*

6. *Пологович І.А. До технологічного розрахунку віброінерційного конічно-кільцевого здрібнювача/ Сб.научн. тр. ДонГТУ – Алчевск: ДонГТУ, 2005.-Вып. 20. – С. 190 – 195.*

7. *Пологович І.А. Дослідження зносостійкості і підвищення довговічності здрібнюючих деталей конічних віброінерційних подрібнювачів. /Сб. научн. тр. ДонГТУ. – Алчевск: ДонГТУ, 2006.- Вып. 21. – С. 122-128.*

*Аспірант Левченко О.О.,
студент Куценко С.О.
(ДонДТУ, м. Алчевськ, Україна)*

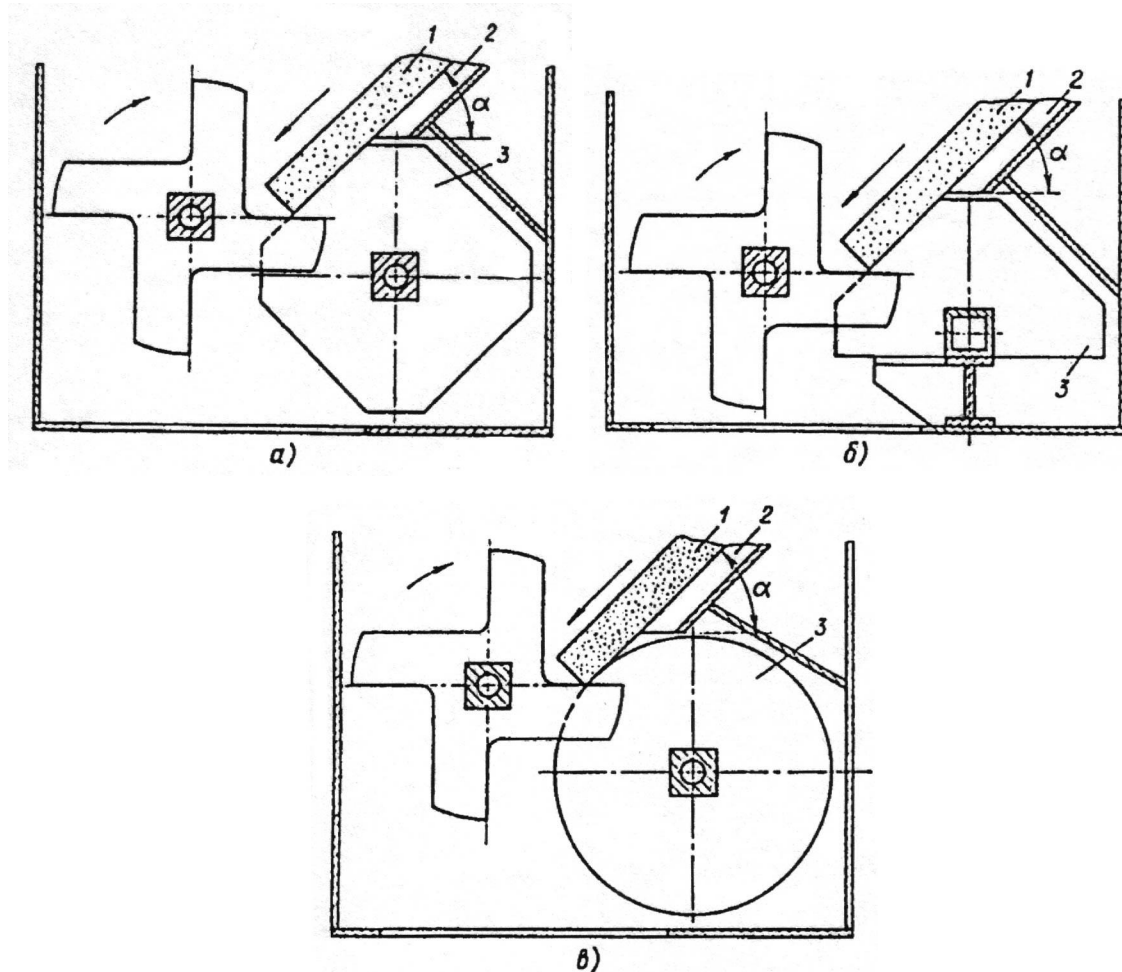
МОДЕРНІЗАЦІЯ ТИПОВОЇ КОНСТРУКЦІЇ ОДНОВАЛКОВОЇ ЗУБЧАСТОЇ ДРОБАРКИ З МЕТОЮ ПІДВИЩЕННЯ ЯКОСТІ ГОТОВОГО АГЛОМЕРАТУ

Розглянуто можливості та основні напрямки розвитку конструкції одновалкової зубчастої дробарки з метою підвищення якості готового агломерату.

Проблема та її зв'язок з науковими та практичними завданнями. Підвищення якості готового агломерату, який виходить з одновалкової зубчастої дробарки може бути досягнуто за рахунок вдосконалення конструкції такого типу машин. Модернізація одновалкової зубчастої дробарки повинна бути направлена на суттєве підвищення якості готового продукту, збільшенню міжремонтного строку експлуатації та підвищенню надійності роботи, що є дуже актуальним техніко-економічним питанням, так як це забезпечує підвищення ефективності роботи доменних печей за рахунок зменшення витрат коксу при виробництві чавуну [1].

Аналіз досліджень та публікацій. Аналіз відомих досліджень виявив, що на металургійних підприємствах України питання поліпшення якості готового агломерату стоїть дуже гостро, але особливої уваги в теперішній час модернізації дробарок не надається. При цьому існують деякі спроби вдосконалення конструкції одновалкової зубчастої дробарки в Російській Федерації, а саме на ВАТ "Северсталь" (м. Череповець). На підприємстві з 1993 по 1999 роки вперше в металургії проводили дослідження та експлуатації аглодробарок з консольно розміщеними колосниками [2] (рис. 1).

Досвід експлуатації таких дробарок показав [2, 3], що коефіцієнт використання металу колосників збільшується в 4 рази та більше, при цьому зменшується витрати корозійностійкої сталі 70 ХЛ з якої виготовляються колосники; зменшується час на ремонт; знижується потужність на процес дроблення та витрати електроенергії; спрощується конструкція корпусу дробарки; підвищується вихід готового агломерату.



- а) одновалкова дробарка з чотирьохпозиційними колосниками;
 б) одновалкова дробарка з круглими колосниками;
 в) одновалкова дробарка з двохпозиційними колосниками;
 1 – агломерат; 2 – похила направляюча; 3 – колосники.

Рисунок 1 – Конструктивні схеми одновалкової роторної дробарки з консольно розміщеними колосниками

Постановка завдання. Вдосконалити конструкцію одновалкової зубчастої дробарки з метою підвищення якості готового агломерату.

Викладення матеріалу та його результати. На протязі 2004 – 2006 років нами проводяться роботи по вивченню процесів, що відбуваються в одновалковій зубчастій дробарці, в тому числі починаючи з 2005 року за темою “Наукове обґрунтування та оптимізація технологічного процесу дроблення агломерату”. Теоретичне вивчення руху агломерату на шляху до одновалкової зубчастої дробарки [4, 5] та аналіз умов його дроблення показало, що при існуючій конструкції дробарки досягти потрібної якості готового продукту не можливо без зменшення відстані між колосниками, але це призводить до зменшення їх ресурсу

майже в три рази, що дуже впливає на процес виробництва, бо значно збільшує його простої.

Найбільш розповсюджена на вітчизняних аглофабриках одновалкова зубчата дробарка дає значний розбіг гранулометричного складу готового агломерату, в середньому забезпечує більше 25 % шматків з розмірами більш 200 мм та близько 10 % мілкоту з розмірами 0 – 5 мм [6], що негативно позначається на ефективності роботи доменних печей.

Оптимальна крупність агломерату дозволяє максимально забезпечити його механічну міцність, значно підвищити продуктивність доменної печі та зменшити питомі витрати коксу. Саме шматки великих розмірів є основними джерелами утворення мілких фракцій на етапах перевантаження сировини та її транспортуванні до доменних печей.

Максимальна крупність агломерату визначається величиною подання його на зуб ротору та визначається за формулою [7]:

$$S = \frac{1}{\omega} \left(\frac{2\pi}{N} - \beta - \gamma \right) \left(2V_n \sin \alpha + \sqrt{V_n \sin \alpha + (\sin \alpha - f \cos \alpha) 2gL} \right) \quad (1),$$

де ω – кутова швидкість обертання ротору;

N – число зубців зірочки ротору;

β – центральний кут зуба зірочки;

γ – центральний кут, зв'язаний з висотою агломерату;

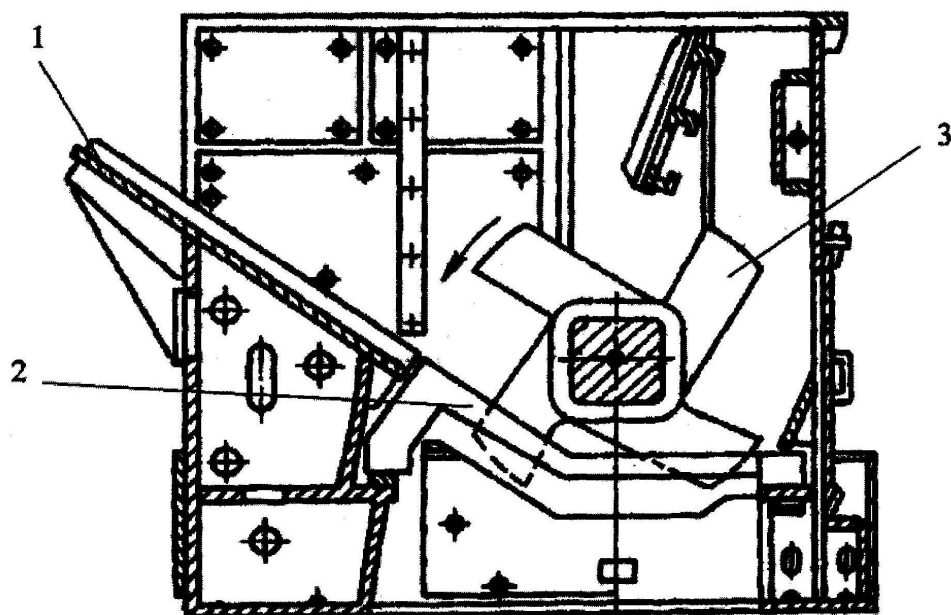
V_n – початкова швидкість агломерату при його ковзанні по похилій поверхні;

α – кут нахилу направляючої поверхні;

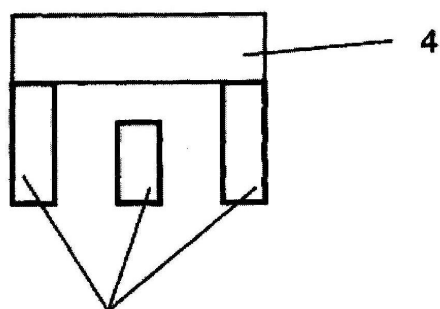
f – коефіцієнт тертя пари агломерат – направляюча;

L – довжина направляючої поверхні.

Орієнтовні розрахунки за формулою (1) вказують, що максимальна крупність шматків готового агломерату може досягати до 400 мм. Таким чином необхідно максимально зменшити вірогідність отримання таких шматків. Це частково можливо здійснити за умов переорієнтування зусиль зрізу (продавлення через колосникову решітку) на зусилля злому, як в повздовжньому так і в поперековому напрямку руху агломерату по колосниковій решітці дробарки, що можливо при застосуванні принципово-нових рішень. Перша умова досягається в способі дроблення агломерату [9] за рахунок перепаду висот окремих колосників між собою (рис. 2). Друга умова здійснюється в способі дроблення агломерату [10] шляхом виконання колосників за довжиною різної висоти (рис. 3).



а)

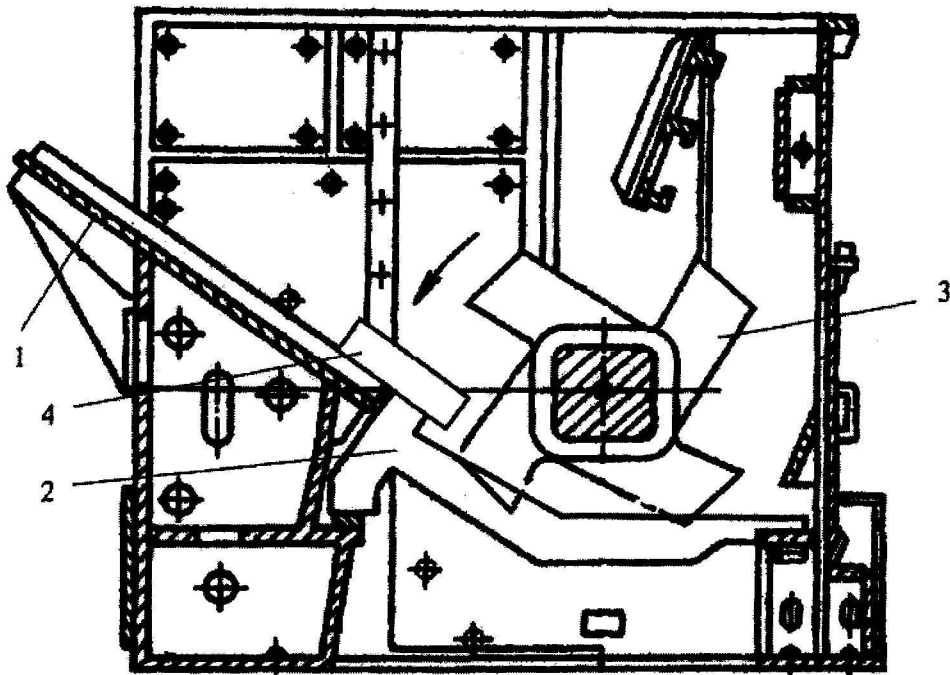


б)

- 1 – похила направляюча поверхня;
 - 2 – колосникова решітка;
 - 3 – зубчастий ротор;
 - 4 – агломераційний спік;
 - 5 – колосники, що мають різну висоту
- а) загальний вигляд дробарки;
 б) поперековий вигляд на розміщення колосників.

Рисунок 2 – Валкова зубчата дробарка, що адаптована на умо-
 ви злому аглопирога у поперековому напрямку

Ефективність вказаних принципово-нових рішень заключається в зменшенні енерговитрат на процес дроблення агломерату, зменшення вірогідності отримання великих шматків, скорочення появи мілких фракцій.



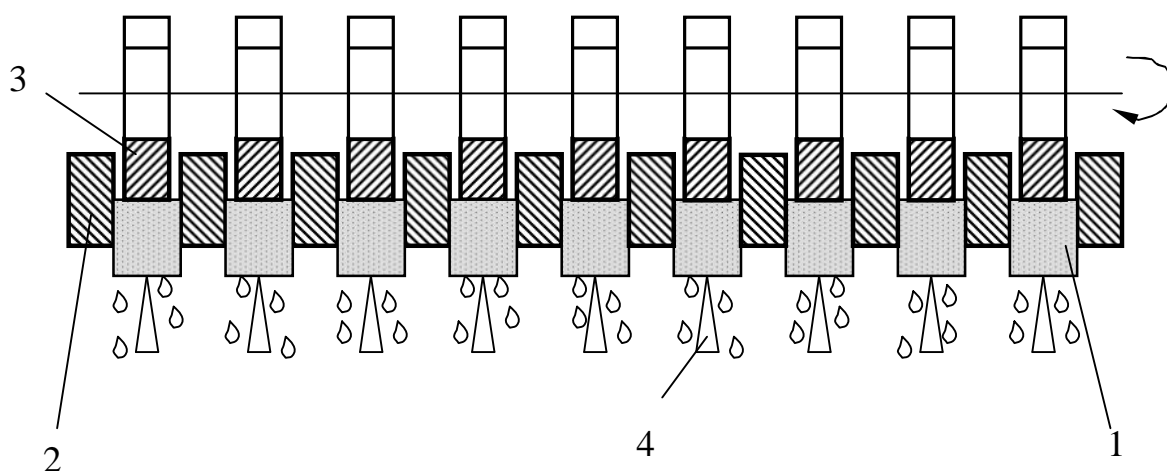
- 1 – похила направляюча;
- 2 – колосникова решітка з перепалом висоти колосників в повздовжньому напрямку;
- 3 – зубчастий ротор;
- 4- агломераційний спік.

Рисунок 3 – Валкова зубчаста дробарка, що адаптована на умови злому аглопирога в поперековому напрямку

На жаль запропоновані технічні принципи такого типу процесу дроблення не вирішують питання повної відсутності великих шматків, так як їм притаманні ті ж самі недоліки, що є в конструкції типової одновалкової дробарки. Кардинальна зміна конструкції та принципу дроблення агломерату не бажана, так як значно ускладнює її впровадження в виробництво, тому було поставлене завдання добитися максимального технологічного ефекту поліпшення якості готового агломерату без суттєвих змін конструкції дробарки, що ускладнювалося простотою конструкції машини. Нарешті таке рішення було знайдене, воно полягає в наступному. Якщо край необхідно зменшити відстань між колосниками але це робити недоцільно, необхідно створити додаткові перепони саме великим шматкам агломерату, не затруднюючи вихід шматків, що мають бажану крупність.

На рис. 4 наведено схему такого навантаження на агломерат, що легко може бути реалізовано в одновалкових зубчастих дробарках, які

використовуються на агловиробництвах. На такий спосіб дроблення агломерату подано заявку на отримання патенту на винахід.



1 – агломераційний спік; 2 – колосникова решітка; 3 – зубчастий ротор; 4 – додаткові руйнуючі упори.

Рисунок 4 – Новий спосіб руйнування агломерату

Суть способу у наступному.

Агломерат 1, що підлягає дробленню, поступає на колосникову решітку 2, та взаємодіючи з зубцями 3 ротора, що обертається, продавлюється вниз між колосниками 2. При цьому утворюються окремі шматки агломерату, найбільші розміри яких приблизно визначаються відстанню між колосниками та висотою пирогу агломерату, що не відповідає оптимальним розмірам агломерату для доменної плавки.

В подальшому на попередньо отримані великі шматки агломерату діють додаткові зусилля у зустрічному напрямку до його руху між колосниками, що досягається за рахунок додаткових руйнуючих упорів 4, наприклад, у вигляді загострених клинів. Упори протидіють руху великих шматків, впираються в них та викликають руйнування на шматки значно менші за розмірами. Кінцеві розміри агломерату залежать від відстані колосників та упорів, кількості упорів, форми їх робочої поверхні та взаємного їх розміщення між колосниками.

При цьому покращується гранулометричний склад готового агломерату за рахунок підвищення рівномірності розмірів отриманих шматків, наближаючись до оптимальних. Це дозволяє більш ефективно відсіяти небажані мілкі фракції. Крім цього скорочуються пиловидні фракції на етапах транспортування та перевантаження за рахунок меншого самоздрібнення агломерату.

Запропонований спосіб дозволяє покращити гранулометричний склад дробленого агломерату та наблизити його до оптимального з точки зору доменної плавки.

На теперішній час студентом Куценко С.О. розроблено курсовий проект з курсу "Деталі машин" з детальною проробкою запропонованих принципово-нових технічних рішень, а саме виконано загальний вигляд дробарки та детальовку її корпусу, ротора, основних та додаткових колосників.

Висновки та напрямки подальших досліджень. Розроблені принципово-нові технічні рішення дроблення агломерату дозволяють зменшити витрати електроенергії, підвищити якість готового агломерату та термін експлуатації дробарного обладнання та знизити процентний склад виходу великих шматків. Комплексне використання способів дроблення повністю виключить появу великих шматків агломерату та значно підвищить ефективність роботи доменних печей.

В подальшому важливим є створення фізичної моделі одновалкової роторної дробарки та її експериментальне дослідження з наступним переносом отриманих результатів в реальні умови. Як варіант бажано провести виробничий експеримент, вдосконаливши одновалкову зубчасту дробарку згідно наведених в статті даних та порівняти отримані результати за якістю готового агломерату та енерговитратами з наявними на сьогоднішній день результатами, що є в виробництві.

Рассмотрены возможности и основные направления развития конструкции одновалковой зубчатой дробилки с целью повышения качества готового продукта.

Opportunities and the basic directions of development of a design one валковой a gear crusher are considered with the purpose of improvement of quality of a ready product.

Бібліографічний список.

1. Левченко О.О. Особенности назначения крупности дробленого агломерату. Сборник научных трудов ДонГТУ. Вып 20. – Алчевск: ДонГТУ, 2005. – С. 240 – 245.

2. Макаров К.К. Аглодробилки с консольно расположенными колосниками. // Вестник машиностроения. 2000. № 7. С. 69 – 70.

3. Макаров К.К., Невраев В.П., Баринов С.И. Одновалковая зубчатая дробилка. Патент РФ № 2231387. Российская Федерация, МКИ В 02 С 4/08. Опубл. 24.06.2004. Бюл. № 18.

4. Левченко О.О. Аналіз умов подання пирога агломерату в одновалкову зубчасту дробарку. Сборник научных трудов ДонГТУ. Вып 19. – Алчевск: ДонГТУ, 2005. – С. 323 – 330.

5. Левченко О.О. Особливості визначення крупності дробленого агломерату. Сборник научных трудов ДонГТУ. Вып 20. – Алчевск: ДонГТУ, 2005. - С 323 – 330.

6. Интенсивная механическая обработка агломерата. Теория, оборудование, технология / Борискин И.К., Арыков Г.А., Пыриков А.Н. - М.: МИСИС, 1998. – 248 с.

7. Алтухов В.Н., Левченко О.А. Пути повышения эффективности дробления агломерата в одновалковой зубчатой дробилке. Разработка рудных месторождений. Науч.-техн. сб. КТУ. Кривой Рог: КТУ, 2005. № 89 - С. 151 – 154.

8. Алтухов В.М., Левченко О.А. Пути повышения эффективности дробления агломерата в одновалковой зубчатой дробилке. // Науч. техн. сб. КТУ "Разработка рудных месторождений". № 89. – Кривой Рог: КТУ, 2005. – С. 151 – 154.

9. Левченко О.О., Алтухов В.М., Тринсєв Є.Т., Левченко Е.П. Спосіб дроблення агломерату в одновалковій зубчастій дробарці. Деклараційний патент на корисну модель № 9865, Україна, МКИ В 02 С 4/10. Опубл. 17.10.05 Бюл. № 10.

10. Алтухов В.М., Левченко О.О. Спосіб дроблення агломерату в одновалковій зубчастій дробарці. Деклараційний патент на корисну модель № 9843, Україна, МКИ В 02 С 4/10. Опубл. 17.10.05 Бюл. № 10.

СТРОИТЕЛЬСТВО

*Канд. техн. наук, инж. Карлова В.В.
канд. техн. наук, доцент Черникова С.А.
инж.Магеря Г.Г.
(ГФ УИПА, г. Стаханов, Украина)
студентка Магеря Я.О.
(МАНУ г. Харьков)*

ИЗМЕНЕНИЕ ХИМИЧЕСКОГО СОСТАВА ГРУНТОВЫХ ВОД И ЕГО ВЛИЯНИЕ НА ПОДЗЕМНЫЕ ЧАСТИ ЗДАНИЙ И СООРУЖЕНИЙ В РЕЗУЛЬТАТЕ ПРОИЗВОДСТВЕННОЙ ДЕЯТЕЛЬНОСТИ ЧЕЛОВЕКА

Приведені результати інженерно- геологічних і гідрогеологічних пошуків на території Стахановського заводу феросплавів. Отримані залежності, які описують зміни хімічного складу ґрунтових вод у часі. Встановлений руйнівний вплив агресивних вод на будівельні конструкції.

Проблема и ее связь с научными и практическими задачами.

Одной из важнейших задач инженерной геологии является прогноз изменений режима грунтовых вод и их химического состава в верхнем слое земной коры под влиянием производственной деятельности человека. Однако к настоящему времени не все аспекты этой проблемы решены в необходимом объеме, в частности, мало исследован вопрос об изменении строительных и подкрановых конструкций при систематическом воздействии на них агрессивных грунтовых вод. Научное задание заключается в исследовании влияния химического состава грунтовых вод на подземные части сооружений.

В Украине ведутся работы по оценке технического состояния зданий и сооружений, эксплуатируемых в агрессивных средах, но нет единой методики по оценке надежности подкрановых конструкций, увеличению сроков их службы, прогнозированию их состояния. Поэтому необходимо разработать такую методику, которая позволила бы определить все параметры агрессивной среды производства, влияющие на устойчивость подкрановых конструкций. Это подъем уровня грунтовых вод, агрессивный химический состав вод, эксплуатационные факторы (температура воздуха, влажность воздуха, мощность печей, влажность пыли, содержание фосфора, серы, сернистого газа, окислов азота, кислотность среды и др.), техническое состояние подкрановых конструкций и кранового оборудования. Разработанная на основе системати-

ческого наблюдения и технического надзора методика позволит прогнозировать состояние подкрановых конструкций с целью установления допустимых сроков его надежной эксплуатации, а также защитить фундаменты подкрановых конструкций от разрушительного влияния агрессивных вод.

Государственный научно исследовательский проектный институт «Гипросталь» г. Харьков с 1976г начал заниматься вопросами понижения уровня агрессивных вод на промплощадке Стахановского завода ферросплавов, затем на Никопольском и Новокузнецком и некоторых других заводах ферросплавов.

Инженерно-геологические и гидрогеологические изыскания на территории Стахановского завода ферросплавов были начаты в 1953 г. В дальнейшем в связи с освоением и частичной застройкой площади завода изменялся режим вод и их солевой состав.

В многолетнем цикле средний уровень грунтовых вод повысился на 3-4 м. В связи с изменением химического состава грунтовых вод и их агрессивности гидрогеологические изыскания проводились по всей территории завода с 1953 по 1979 г.г. и затем в 1980-1991 и в 2002г. Наблюдательные скважины были заложены в непосредственной близости с пробуренными ранее (рис. 1).

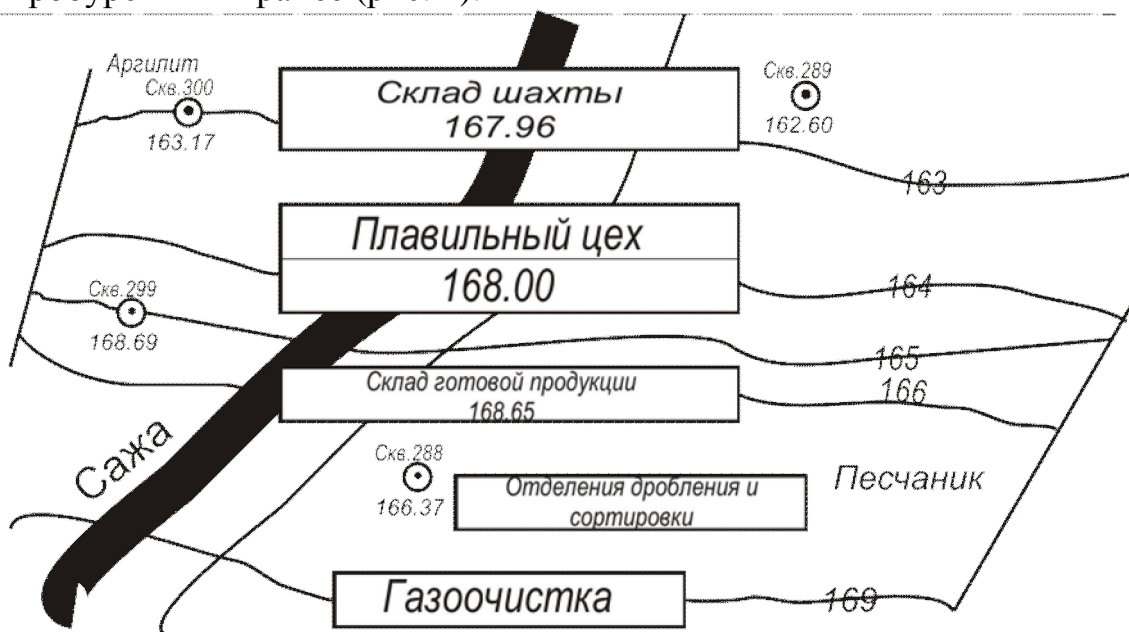


Рисунок 1 – Схема промплощадки ферросплавного завода с наблюдательными скважинами

В 1980, затем в 1991-2002 годах определялся уровень воды и ее химический состав в бункерах склада шихты. По результатам многолетних исследований одним из авторов статьи защищена кандидатская

диссертация по вопросам взаимосвязи деформации фундаментов и конструкций с изменением гидрогеологических и физико-технических параметров среды.

Проведенные исследования показывают, что изменения гидрогеологической обстановки промплощадки завода повлияло на химический состав грунтовых вод.

По химическому составу грунтовые воды преимущественно сульфатно-хлоридно- кальциево- натриевые.

Производственный анализ сравнения химического состава вод за период с 1958 по 2002 г.г. позволяет выявить тенденцию усиления агрессивности грунтовых вод (рис. 2).

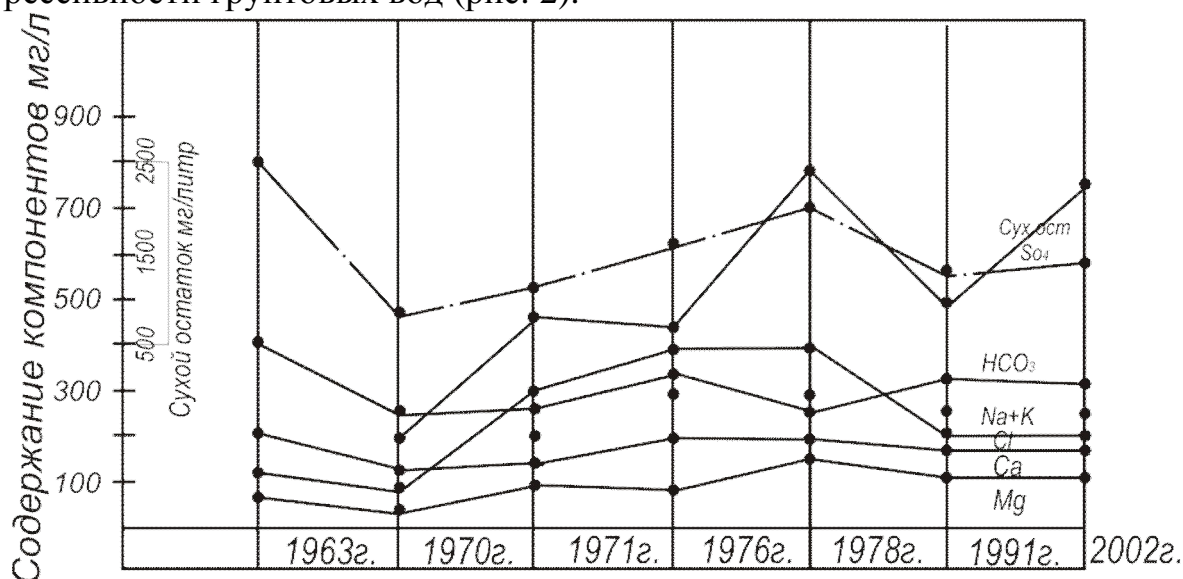


Рисунок 2 – Изменение химического состава грунтовых вод во времени

Грунтовые воды обладают, как правило, сульфатной агрессивностью, причем за исследуемый период ее степень увеличивается в среднем на 80% по сухому остатку и жесткости, в два раза по катионам, на 60% по кислотности. Из-за профилактических работ с 1978 г по 2002 содержание сульфатов несколько снизилось.

Среднегодовое содержание сухого остатка колеблется в пределах 0.516-2.6 г/л, проявляя в начале тенденцию к повышению (0.561 г/л в 1963г, 2.6 в 1976), а затем к понижению 2.3 – 1980, 1.9 -1991, 1.5 - 2002).

В изменении содержания остальных элементов четкой закономерности не прослеживается.

На химический состав грунтовых вод оказывает влияние состав грунтов зоны аэрации. Там, где она сложена каменноугольными отложениями, содержание сухого остатка невелико, а содержание ионов

SO₄ редко превышает 500 мг/л в местах, где коренные породы перекрыты элювиально-делювиальными отложениями и насыпными грунтами, содержание сухого остатка значительно выше 2000 мг/л, а содержание сульфатов достигает 2500 мг/л.

Такое изменение химического состава грунтовых вод объясняется выщелачиванием сульфатов кальция и магния при фильтрации атмосферных осадков через насыпной слой шлака.

Анализ результатов показывает, что подъем уровня грунтовых вод, и изменение их химического состава явилось главной причиной деформации подкрановых конструкций колонн. Разрушение бетона фундаментов колонн относится к физико-химической коррозии, т.е. выщелачиванию. Такого рода коррозия обуславливается тем, что все составляющие цементного камня и в первую очередь гидроксид кальция растворимы в воде. Поэтому при действии воды на цементный камень или бетон в начале растворяются и уносятся водой гидроксид кальция, что сопровождается нарушением их структуры и уменьшением плотности и прочности. Экспериментальные исследования, проведенные в 1979-2002 г.г. показали, что грунтовые воды в складе шихты установились на отм. 162.60, а фундаменты железобетонных колонн расположены на отм. 161.65, т.е. почти на метр оказались затопленными водой (рис.1).

Вследствие этого более сильному выщелачиванию (до 3 мм/год) подверглись фундаменты железобетонных колонн склада шихты. Агрессивная грунтовая вода в плавильном цехе и в складе готовой продукции установилась на отметке 164.00 и 165.00, подтопив почву колонн. Таким образом, исследованиями установлено, что агрессивные воды оказывают разрушающее влияние на фундаменты подкрановых конструкций цехов.

Выводы и направление дальнейших исследований.

1. Необходимо провести дальнейшее исследование по изменению температуры и влажности воздуха, запыленности и загазованности производственных помещений и определить степень воздействия среды на строительные конструкции.

2. Целесообразно разработать в Украине единую методику по оценке надежности зданий и сооружений, эксплуатируемых в агрессивных средах для предотвращения аварийных ситуаций.

3. Необходимо ввести паспортизацию существующих зданий и сооружений с целью проведения планово-предупредительных работ.

Приведены результаты инженерно-геологических и гидрогеологических изысканий на территории Стахановского завода ферросплавов. Получены зависимости, описывающие изменение химического состава грунтовых вод во времени. Установлено разрушающее влияние агрессивных вод на строительные конструкции.

The results of engineering geological and hydro geological investigation of ferroalloy Stakhanov plant are examined the changing dependence of chemical composition of ground water have been achieved. Deformation of building construction have been stated as a result of destructive action of aggressive water.

Библиографический список.

1. Ничипоренко С.П. *Защита металлов от коррозии.* Харьков «Вища школа». 1985, с. 3-10.

2. Пискунов М.Е. *Методика геодезических наблюдений за деформациями сооружений М. Недра,* 1980, с 219-227

6. *Отчет о научно-исследовательской работе « Изучение причин, вызывающих разрушения несущих конструкций, подкрановых путей и кранового оборудования»* Министерство образования и науки Украины, горный факультет Украинской инженерно-педагогической академии. Заключение 2000, 156с.

7. Карлова В.В. *Разработка и исследование методики контроля подкрановых путей, эксплуатируемых в условиях агрессивных сред.* Диссертация на соискание ученой степени к.т.н., 1992, 160с.

**ЭЛЕКТРОТЕХНИКА.
РАДИОТЕХНИКА**

*Канд. техн. наук, проф.. Мотченко А.И.
науч. сотруд. Саратовский Р.Н.
ст. науч. сотруд. Ушаков В.И.
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)
канд. техн. наук Глебин А.Г.
(УИПА, горный факультет, г. Стаханов, Украина)*

УСТРОЙСТВО АВТОМАТИЧЕСКОГО СОГЛАСОВАНИЯ ТИРИСТОРНОГО ПРЕОБРАЗОВАТЕЛЯ ЧАСТОТЫ С НАГРУЗКОЙ

Розглядається принцип побудови, алгоритм роботи та практична реалізація пристроя автоматичного узгодження тиристорного перетворювача частоти з навантаженням, який дозволяє стабілізувати номінальну потужність перетворювача при незмінній його частоті керування протягом періоду плавки металу в індукційній плавильній печі.

Проблема и её связь с научными и практическими задачами. В настоящее время для питания электротехнологических установок напряжением повышенной частоты мощностью от десятка до сотен кВт используются тиристорные преобразователи частоты (ТПЧ), выполненные на основе схемы резонансного инвертора удвоения частоты с диодами встречного тока [1]. Работа ТПЧ зачастую характеризуется резкой зависимостью энергетического и коммутационного режимов инвертора от изменения эквивалентных электрических параметров электротермической нагрузки в ходе технологического процесса в широком диапазоне, что особенно свойственно для индукционных плавильных печей (ИПП). Это связано с температурными изменениями сопротивления металлов, их магнитных свойств, геометрии шихты, что необходимо учитывать в схемах замещения таких нагрузок при анализе электромагнитных процессов в ТПЧ. Обычно схема замещения ИПП представляет собой последовательное соединение активного и реактивного сопротивлений, которая адекватно отражает процессы передачи электрической энергии. Нагрузкой ТПЧ является нагрузочный колебательный контур (НК), состоящий из ИПП с нагреваемым телом и компенсирующей конденсаторной батареи. Поэтому возникает необходимость непрерывного согласования инвертора с нагрузкой при изменении её параметров за период индукционного нагрева. Такое согласование позволяет получить оптимальный режим работы ТПЧ и повысить надёжность электротер-

мической установки в целом. Для этого в состав установок индукционной плавки металлов вводят специальное устройство согласования (УС) ТПЧ с ИПП. Особенность оптимального режима работы ТПЧ заключается в том, что значения параметров ИПП, резонансной частоты НК и рабочей частоты ТПЧ должны быть согласованы, что обеспечивает приемлемые электромагнитные процессы в преобразователе, необходимую мощность, передаваемую в ИПП, и максимальное использование установленной мощности ТПЧ. Проблема согласования ТПЧ с ИПП является особенно актуальной для установок индукционной плавки ферромагнитных металлов, характеризующихся значительным изменением эквивалентных параметров ИПП за период плавки.

Анализ исследований и публикаций. Существующие способы и УС ТПЧ с нагрузкой, обеспечивают согласование за счёт управляющего воздействия на систему управления (СУ) ТПЧ или применение схемных решений, приводящих к улучшению использования установленной мощности преобразователя, стабилизации генерируемой им мощности и величин, определяющих его коммутационную устойчивость при изменении параметров нагрузки [2 - 4]. В работе [2] рассмотрен экстремальный регулятор, позволяющий за счёт автоматического регулирования рабочей частоты резонансного инвертора повысить передачу энергии в ИПП. Применение такого регулятора увеличивает производительность ТПЧ с ИПП, однако не создаёт условий для полного использования установленной мощности преобразователя в течение всего цикла нагрева при изменяющихся параметрах ИПП. В работе [3] выполнен анализ схем согласования ТПЧ с нагрузкой, но не даны рекомендации для определения значений реактивных элементов схем и алгоритмов регулирования этих элементов. В работе [4, 5] рассмотрено УС ТПЧ с нагрузкой, которое обеспечивает стабилизацию номинальной мощности ТПЧ на протяжении периода плавки металла в ИПП. Согласование таким устройством осуществляется за счёт автоматического управления двумя регулируемыми индуктивностями (РИ), значения которых должны изменяться определённым образом при изменении параметров ИПП на протяжении периода плавки. Сущность регулирования заключается в поддержании неизменными за период плавки эквивалентного активного сопротивления НК (R_{Σ}) и его резонансной частоты (ω_p) на заданном уровне.

Целью настоящей работы является разработка принципа построения и практическая реализация устройства автоматического согласования ТПЧ [4], выполненного на основе схемы резонансного инвертора удвоения частоты с диодами встречного тока, с ИПП и его СУ, а также разработка алгоритма автоматического регулирования параметров УС для оптимизации электроэнергетических режимов технологических установок индукционной плавки металлов.

Изложение материала и его результаты. Для обеспечения высокого к.п.д. ТПЧ и УС, а также для эффективной передачи мощности в ИПП с относительно невысокой её добротностью, РИ необходимо выполнять с максимально возможной высокой добротностью. РИ, как вариант могут быть реализованы на основе управляемого дросселя насыщения (рис.1), в котором минимальные значения индуктивностей достигается при управляющих сигналах $U1y(t)$ и $U2y(t)$ с максимальным током подмагничивания, а максимальные – при минимальном токе подмагничивания.

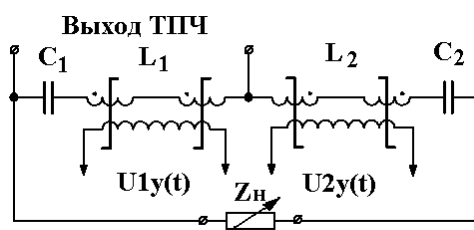


Рисунок 1 – Устройство автоматического согласования ТПЧ с нагрузкой

Катушки L_1 и L_2 этого УС выполняются из водоохлаждаемой медной трубки с толщиной стенки, превышающей глубину проникновения тока в медь в 1,5 – 2 раза. Такие решения позволяют создать высокодобротные РИ с допустимыми потерями, соизмеримыми с потерями в соединительных проводах, конденсаторах и вентильных элементах.

Как показано в работе [4] значения РИ определяются необходимыми значениями НК $R_{\text{Э}}$ и ω_P . В рассматриваемом в этой работе УС ТПЧ с ИПП в диапазоне изменения параметров ИПП требуемые расчётные изменения РИ должны составлять: для L_1 от 7,2 до 17,5 мкГн и для L_2 – от 7,6 до 11 мкГн. Расчёт значений РИ выполнен для ТПЧ мощностью $P_d = 200$ кВт с номинальной частотой $f = 2400$ Гц при питании инвертора от источника ЭДС $E_d = 500$ В. Как следует из работы [6] РИ L_1 должна использоваться для настройки на ω_P , а РИ L_2 должна выполняться настройка на заданное $R_{\text{Э}}$.

Одновременная настройка НК на необходимые значения $\omega = \omega_P$, $R_{\text{Э}} = R_{\text{Эном}}$ усложняется тем, что изменение одной из РИ L_1 или L_2 , приводит к обоюдному изменению значений ω и $R_{\text{Э}}$. Следовательно, настройка НК возможна только за счёт последовательного ограниченного изменения в необходимую сторону значения РИ. Принцип предлагаемой настройки заключается в том, что сначала, после пуска ТПЧ, контур плавно настраивается РИ L_1 на ω_P , оценивается и фиксируется значение мощности ТПЧ, после чего осуществляется изменение значения РИ L_2 на величину ΔL_2 , что приводит вновь к расстроенному НК. Далее снова осуществляется плавная настройка РИ L_1 на ω_P , вновь оценивает-

ся и фиксируется значение изменённой мощности. После этого сравниваются значения предыдущей и полученной зафиксированных мощностей, по результату которого устанавливается дальнейшее направление изменения РИ L_2 на величину $\pm\Delta L_2$ и т.д. Так как процесс стабилизации номинальной мощности осуществляется при настроенном на ω_p НК, то поддержание фазового сдвига между основными гармоническими составляющими выходного тока инвертора $I_{ВЫХ}$ и напряжением на НК $U_{ВЫХ}$ равным нулю является основным требованием для настройки НК.

Предлагаемая СУ УС строится по принципу поочерёдного регулирования L_1 и L_2 для достижения настройки НК на необходимые значения $R_{Э}$ и ω_p и использования принципа экстремального регулирования [2], отличающегося тем, что в качестве регулируемой переменной является не рабочая частота ТПЧ, а значение РИ L_2 . В качестве информационного входного сигнала (ИС) в СУ используется сигнал, пропорциональный входному току инвертора I_d , определяющего мощность ТПЧ, а выходные её управляющие сигналы $U1_{У}(t)$ и $U2_{У}(t)$ пропорциональны значениям РИ L_1 и L_2 .

На рис. 2 представлена функциональная схема ТПЧ с рассматриваемым устройством автоматического согласования и его СУ.

Предложен следующий алгоритм, поясняемый на поведении системы для трёх характерных временных этапах, рис.3: 1 – пуск ТПЧ и выход системы на экстремальный режим работы $t_1 - t_8$; 2 - поведение системы при неизменных параметрах нагрузки $t_8 - t_{11}$; 3 - самонастройка системы за период $t_{11} - t_{13}$ при изменении нагрузки в период $t_{11} - t_{12}$, что подтверждается компьютерным моделированием в среде ПАКЛС [7].

Рассмотрим первый этап работы ТПЧ. В момент времени t_0 ТПЧ отключен, входной ток I_d отсутствует и ИС $U(t)$, поступающий с датчика среднего значения входного тока (ДТ) в СУ, равен нулю. При подаче питания в СУ узлом установки начальных условий (УНУ) осуществляется первоначальная запись данных об ИС $U(t_0)$ в устройства выборки и хранения информации (УВХ1 и УВХ2), в результате чего на их выходах фиксируются уровни напряжения $U_1(t_0)$ и $U_2(t_0)$. Одновременно, УНУ устанавливает начальное напряжение $U_0(t_0)$ в предварительный усилитель (ПУ1), который формирует сигнал $U1(t_0)$ для устройства управления РИ L_1 (УУИ1), а УУИ1 в свою очередь управляющее напряжение $U1_{У}(t_0)$ соответствующее её минимальному значению, а также производит установку в начальное состояние двоичного реверсивного счетчика (РС), выходной цифровой код которого цифро-аналоговым преобразователем (ЦАП) преобразуется в напряжение $U_{ЦАП}(t_0)$ для ПУ2. ПУ2 формирует сигнал $U2(t_0)$, а УУИ2 управляющее напряжение $U2_{У}(t_0)$, соответствующее также минимальному значению РИ L_2 . В дальнейшем УНУ не оказывает влияния на работу СУ. Таким образом, произойдёт

запуск ТПЧ с НК, характеризующимся индуктивной реакцией и $R_{\Sigma} < R_{\Sigma \text{ ном}}$.

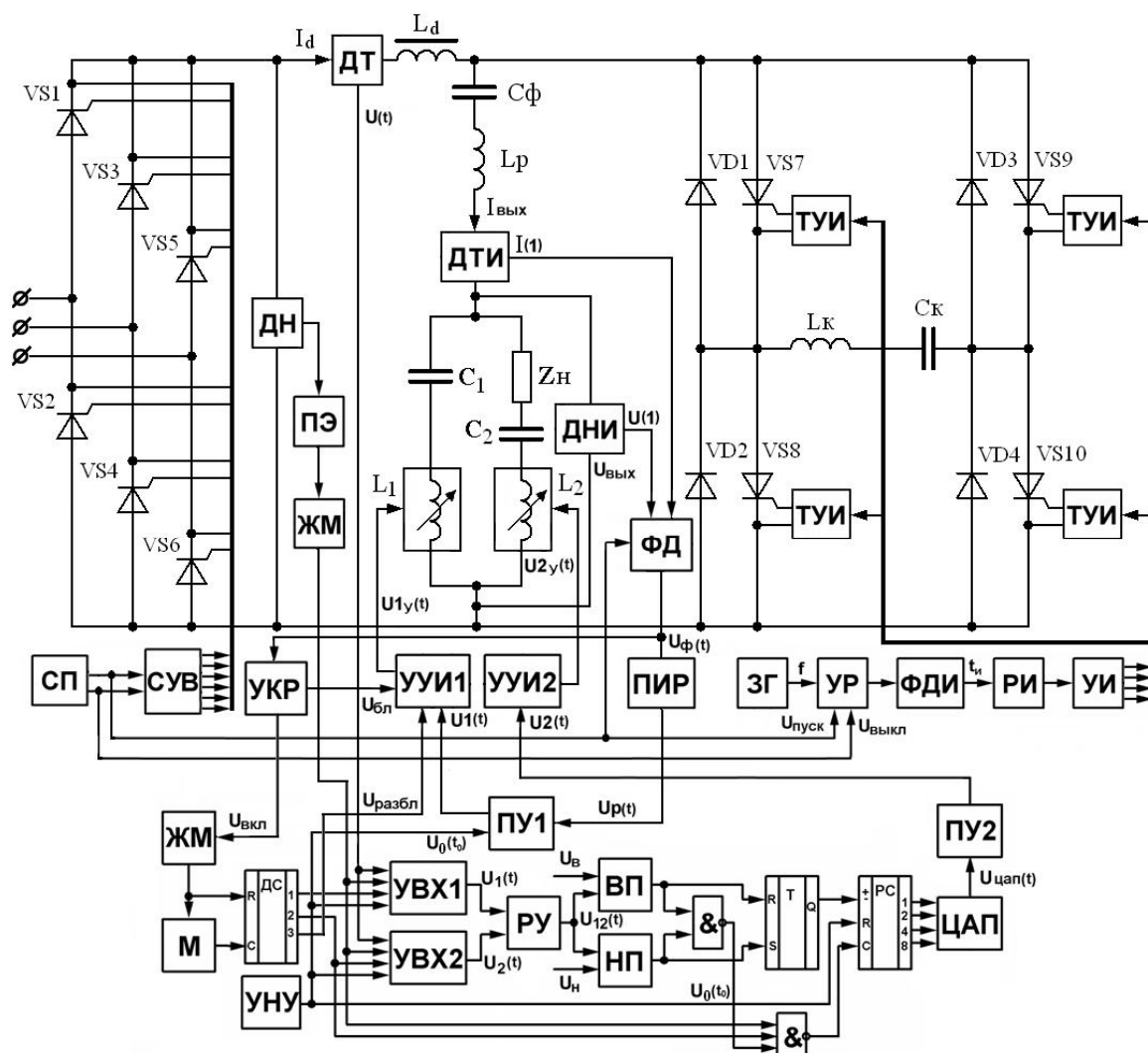


Рисунок 2 – Функциональная схема ТПЧ с УС и его СУ

В момент времени t_1 включается ТПЧ, появляется некоторый минимальный входной ток I_d и от ДТ в СУ поступает ИС $U(t_1)$. Поскольку при включении ТПЧ значения РИ минимальны, то резонансная частота НК будет выше рабочей частоты ТПЧ, что характеризуется фазовым сдвигом между $I_{\text{ВЫХ}}$ и $U_{\text{ВЫХ}}$. Одновременно на выходе датчиков выходного тока инвертора (ДТИ) и выходного напряжения (ДНИ) выделяются первые гармоники $I(1)$ и $U(1)$ соответствующие этим сигналам. Отфильтрованные сигналы $I(1)$ и $U(1)$ поступают в СУ на фазовый дискриминатор (ФД), в результате чего на его выходе появится сигнал, пропорциональный фазовому сдвигу. Если резонансная частота НК будет выше рабочей частоты ТПЧ, т.е. напряжение опережает ток на определён-

ный угол, то этому соответствует импульсное положительное значение напряжения на выходе ФД, длительность импульсов которого, пропорциональна фазовому сдвигу, а в случае отставания – отрицательное.

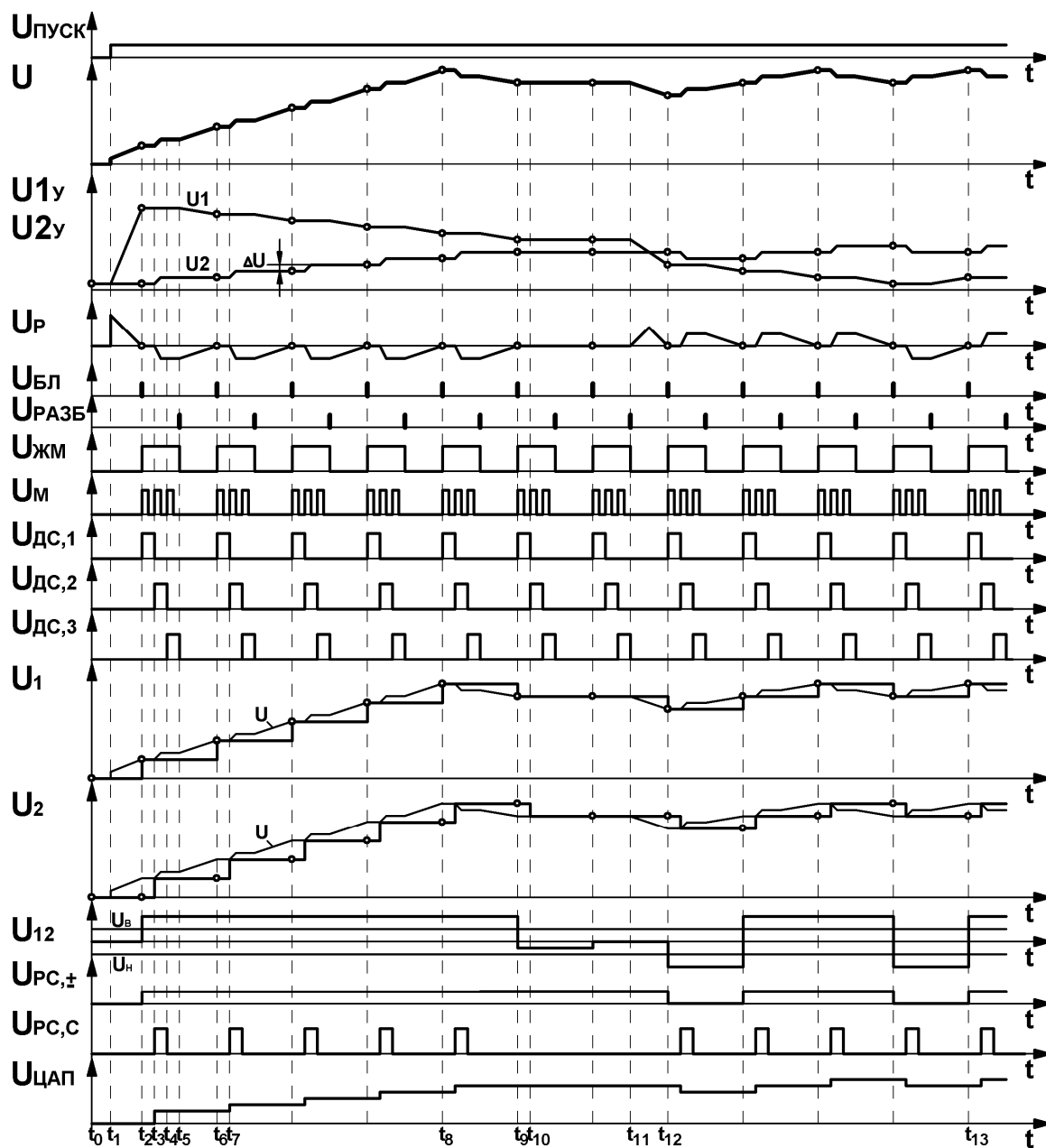


Рисунок 3 – Временные диаграммы, поясняющие принцип работы СУ

Если ток и напряжение совпадают по фазе, то напряжение на выходе ФД будет равно нулю, что соответствует резонансной настройке НК (рис.4).

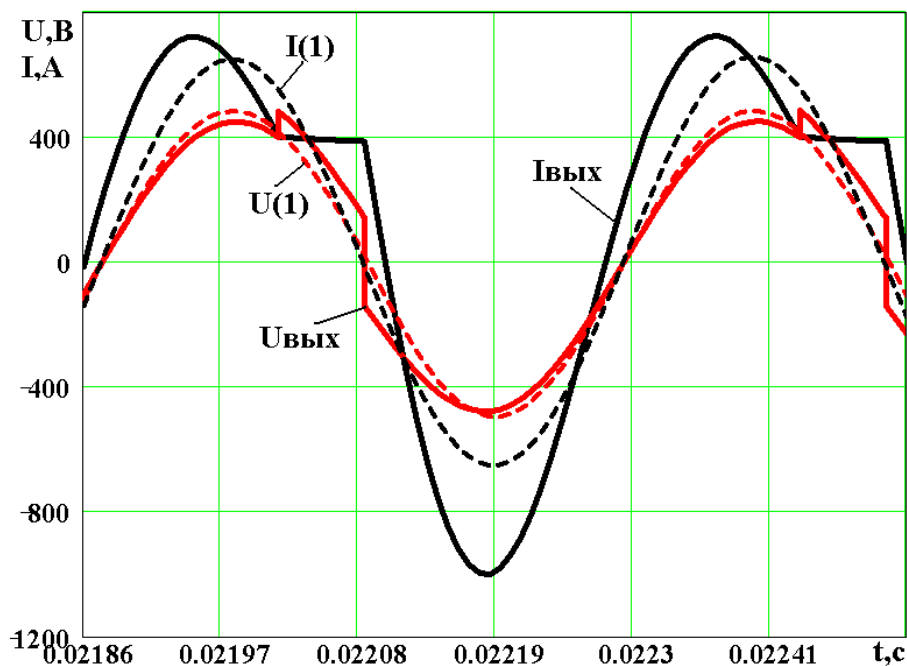


Рисунок 4 – Временные диаграммы при резонансной настройке НК

Напряжение с выхода ФД поступает на узел контроля резонанса (УКР) и одновременно преобразуется пропорционально-интегральным регулятором (ПИР) в напряжение $U_p(t)$ для ПУ1 с полярностью и значением, которые соответствуют значению фазового сдвига, а затем с помощью ПУ1 и УУ1 в соответствующий управляющий сигнал $U_{1Y}(t)$. Изменением РИ L_1 происходит настройка НК на резонанс. Как только достигается резонанс, в момент времени t_2 , УКР сигналом $U_{БЛ}$ блокирует изменение РИ L_1 и её значение остаётся неизменным при последующем возможном изменении РИ L_2 . Одновременно в момент времени t_2 сигналом $U_{ВКЛ}$ запускается ждущий мультивибратор (ЖМ) и синхронно с ним мультивибратор (М). В результате на трёх выходах десятичного счётчика с дешифратором (ДС), формируются импульсы (рис.2). Одновременно в момент времени t_2 в УВХ1 происходит перезапись величины $U_1(t_0)$ на $U_1(t_2)$, а в момент времени t_3 , в УВХ2 происходит перезапись величины $U_2(t_0)$ на $U_2(t_3)=U_1(t_2)$. На интервале времени $t_2 - t_3$, разностным усилителем (РУ), с коэффициентом усиления K , происходит сравнение только что запомненного напряжения $U_1(t_2)$ в УВХ1 с ранее запомненным напряжением $U_2(t_0)$ в УВХ2. В результате на выходе РУ появляется разностный сигнал $U_{12}(t)$, определяемый выражением

$$U_{12}(t) = K \cdot (U_1(t_n) - U_2(t_{n-1})) \quad (1)$$

От величины и знака сигнала $U_{12}(t)$ зависит, как поведет себя СУ после этого сравнения. Если значение сигнала $U_{12}(t)$ окажется при сравнении положительным или отрицательным, то произойдет предварительная подготовка для соответствующего увеличения или уменьшения управляющего сигнала $U_{2y}(t)$ на величину ΔU_2 , а соответственно для увеличения или уменьшения значения L_2 на ΔL_2 .

Поскольку на начальном цикле сравнения $U_1(t_2) > U_2(t_0)$, то $U_{12}(t)$ будет положительным, благодаря чему с момента времени t_3 произойдет увеличение управляющего сигнала $U_{2y}(t_0)$ на величину ΔU_2 , в результате на выходе СУ в момент времени t_4 будет сформирован сигнал $U_{2y}(t_4)$, напряжение которого больше напряжения сигнала $U_{2y}(t_0)$. В свою очередь это приведет к росту значения РИ L_2 на величину ΔL_2 , а, следовательно, к появлению фазового сдвига. В момент времени t_5 УКР сигналом $U_{РАЗБЛ}$ снимает блокировку изменения РИ L_1 и на интервале времени $t_5 - t_6$ происходит корректировка фазового угла с помощью изменения РИ L_1 .

В момент времени t_6 вновь наступает резонанс НК, УКР вновь блокирует изменение РИ L_1 , в УВХ1 происходит перезапись величины $U_1(t_2)$ на $U_1(t_6)$, а в момент времени t_7 в УВХ2 происходит перезапись величины $U_2(t_3)$ на $U_2(t_7)=U_1(t_6)$.

На интервале времени $t_6 - t_7$ РУ осуществляется сравнение только что запомненного напряжения $U_1(t_6)$ в УВХ1 с ранее запомненным $U_2(t_3)$ в УВХ2. На этом этапе сравнения $U_1(t_6)$ вновь становится больше $U_2(t_3)$, и величина $U_{12}(t)$ будет положительной, и с момента времени t_7 увеличивается напряжение сигнала $U_{2y}(t_4)$ на ΔU_2 . В результате на выходе СУ в момент времени t_7 формируется управляющий сигнал $U_{2y}(t_7)$ с напряжением больше напряжения сигнала $U_{2y}(t_4)$, что в свою очередь приводит вновь к росту величины РИ L_2 на ΔL_2 . Увеличение сигнала $U_{2y}(t)$ на ΔU_2 , а, следовательно, и величины РИ L_2 на ΔL_2 , будет происходить до тех пор, пока будет выполняться условие $U_{12}(t)/K > U_B$.

Как только обнаружится экстремум (максимум) входного тока инвертора, т.е. величина $U_{12}(t)/K$ станет меньше U_H , произойдет уменьшение напряжения сигнала $U_{2y}(t)$ на величину ΔU_2 (момент времени t_8), а соответственно и уменьшение значения РИ L_2 на величину ΔL_2 (до предыдущего состояния). В результате вновь появится фазовый сдвиг и СУ скорректирует значение РИ L_1 до предыдущего значения, соответствующего резонансу (момент времени t_9), а, следовательно, вновь будет достигнут экстремум входного тока.

На этапе прохождения экстремума (максимума) входного тока инвертора (момент времени t_8) или на этапе работы ТПЧ при неизменных параметрах нагрузки величина напряжения $U_{12}(t)$ становится меньше U_B , но больше U_H , т.е. значение приращения тока попадает в зону

нечувствительности (момент времени t_9). Это свидетельствует о том, что за это время не произошло существенно допустимого изменения входного тока, а направление изменения РИ L_2 и её значение останутся неизменными. Система будет находиться в этом состоянии до тех пор, пока не произойдет существенное изменение параметров нагрузки.

Как только в процессе плавки изменятся параметры ИПП (момент времени t_{11}), то изменится и режим работы ТПЧ, ФД и ПИР сразу же отреагируют на это изменение и настроят L_1 таким образом, что уже при новых параметрах ИПП вновь будет достигнут резонанс НК (момент времени t_{12}). Дальнейший поиск и выход на экстремальный режим (до момента времени t_{13}) будет осуществляться по описанному выше алгоритму.

При питании ТПЧ от промышленной сети, в последней возможны колебания напряжения, которые приводят к реакции СУ, вызванной изменением входного тока инвертора, тока и напряжения НК. Резкое изменение напряжения питания воспринимается СУ как изменение мощности, связанное с изменением параметров нагрузки. Это приводит к ненужным корректировкам значений индуктивностей. Для ликвидации таких возможных реакций в схеме СУ предусмотрен узел контроля сетевого напряжения, позволяющий игнорировать возмущения, связанные с колебаниями питающего ТПЧ напряжения, оставляя неизменными значения индуктивностей во время колебания напряжения. Данный узел состоит из датчика постоянного напряжения (ДН), порогового элемента (ПЭ), который реагирует на превышении допустимого уровня и запускает ЖМ, а он блокирует УВХ1 и УВХ2 и тактовый вход РС. По окончании работы ЖМ возобновляется поиск экстремума.

Выводы. Разработанные принцип построения устройства автоматического согласования ТПЧ с нагрузкой, алгоритм управления этим устройством и способ его реализации позволяют автоматически настраивать НК ТПЧ на заданный режим работы, обеспечить непрерывный поиск и стабилизацию максимальной мощности преобразователя при его неизменной рабочей частоте в процессе нагрева и плавки металлов.

Применение данного способа согласования обеспечивает наилучшее использование ТПЧ, снижает время плавки, повышает производительность плавильной установки и её термический КПД, а также повышает технико-экономические показатели процесса плавки металлов в ИПП.

Рассматривается принцип построения, алгоритм работы и практическая реализация устройства автоматического согласования тиристорного преобразователя частоты с нагрузкой, позволяющее

стабилизировать номинальную мощность преобразователя при постоянной его частоте управления на протяжении периода плавки металла в индукционной плавильной печи.

Principle of construction, algorithm of work and practical realization of device automatic concordance of thyristor converter of the frequency, is examined with loading, allowing to stabilize nominal power converter at unchanging his frequency of management during the period melting of metal in induction smelting furnace.

Библиографический список.

1. Беркович Е.И., Ивенский Г.В., Иоффе Ю.С., Моргун В.В. Тиристорные преобразователи повышенной частоты для электротехнологических установок – 2-е изд., перераб. и доп. – Л.: Энергоатомиздат. Лен. отд-ние. – 1983. – 208 с.
2. Саратовский Р.Н., Глебин А.Г., Ушаков В.И. Экстремальный регулятор для управления тиристорным преобразователем частоты при плавке металлов в индукционной печи // *Электротехника та електроенергетика.* – Запоріжжя: ЗНТУ - 2004. – №2. – С. 55 – 60.
3. Гусев Ю.М., Белкин А.К., Шуляк А.А., Рогинская Л.Э. / Согласование тиристорного преобразователя частоты с нагрузкой. // *Технічна електродинаміка.* – Спец. випуск 1998, №2, Т2. - С. 23-26.
4. Саратовский Р.Н., Глебин А.Г., Ушаков В.И. Устройство согласования тиристорных преобразователей частоты с индукционной плавильной печью // *Техн. електродинаміка.* – 2005. – №3. – С. 55 – 60.
5. Деклараційний патент на корисну модель №10798. Послідовний резонансний інвертор / Саратовський Р.М., Глебін А.Г., Ушаков В.І. № и 2005 06350; Заявл. 29.06.2005; Опубл. 15.11.2005р. Бюл.№11. – 4 с.
6. Саратовский Р.Н., Ушаков В.И., Баранов А.Н., Глебин А.Г. / Система управления устройством согласования тиристорного преобразователя частоты с индукционной плавильной печью // *Техн. електродинаміка.* – 2006. – №4.
7. Васильев А.С., Дзлиев С.В., Федосин С.А., Блинов Ю.И. / Система автоматизированного исследования схем силовой электроники. // *Техническая электродинамика,* – 1985, – №1. С. 3 – 6.

УДК 621.314.262:536.7.001.37

*Канд. техн. наук, доц. Заблодский Н.Н.
Канд. техн. наук, доц. Плюгин В.Е.
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)*

МОДЕЛИРОВАНИЕ ПЕРЕХОДНЫХ ПРОЦЕССОВ В ПОГРУЖНЫХ ЭЛЕКТРОТЕПЛОМЕХАНИЧЕСКИХ ПРЕОБРАЗОВАТЕЛЯХ ЭНЕРГИИ ПРИ НЕПОДВИЖНОМ РОТОРЕ

Наведені результати теоретичних досліджень, отримані залежності, які описують зміни електромагнітних параметрів від температури та у часі для пускового режиму та тривалої стоянки під струмом електротепломеханічних перетворювачів енергії заглибного типу.

Проблема и ее связь с научными и практическими задачами.

Переработка сырья в нефтехимической промышленности связана с энергоемкими технологическими процессами и комплексами оборудования, использующих пар для создания тепловых режимов. Эффективность использования таких комплексов в настоящее время резко снижается из-за роста цен на энергоносители. Кроме того, современные системы электроприводов, включая механизмы редукции, имеют низкий КПД и бесполезно отдают тепловую энергию в окружающую среду. Разумной альтернативой существующим комплексам асинхронный двигатель–исполнительный механизм могут стать электротепломеханические преобразователи энергии (ЭТМП) технологического назначения, обладающие полифункциональными и теплоинтегрирующими свойствами.

Анализ исследований и публикаций. В настоящее время разработаны основные принципы и методология создания, а также изготовлен ряд конструктивных модификаций ЭТМП шнекового и погружного типов [1-4]. Вместе с тем, сложность описания взаимосвязанных тепловых и электромагнитных процессов, необходимость координации потоков энергии, а также наличие нетрадиционных для современных асинхронных машин режимов, таких как длительная стоянка под током и работа при больших скольжениях, требует глубоких теоретических и экспериментальных исследований. Особое значение имеет исследование электромагнитных и тепловых переходных процессов.

Постановки задачи. Моделирование тепловых и электромагнитных процессов ЭТМП погружного шипа при включении в сеть и длительной стоянке под током.

Разработанная в [3] обобщенная математическая модель (ММ) ЭТМП и ее численная реализация в пакете программ FemLab применяется для ЭТМП различного технологического назначения. Вместе с тем, ряд конструктивных исполнений ЭТМП погружного типа вносят новые элементы в структуру и компоновку активных зон. Это требует соответствующих модификаций ММ на основе принципов пространственной и электромагнитной инверсии, скрещивания и репликации.

Наиболее яркой композицией обладает бистаторное исполнение погружного ЭТМП. Полевой анализ выполняем для расчетных областей, показанных на рис. 1.

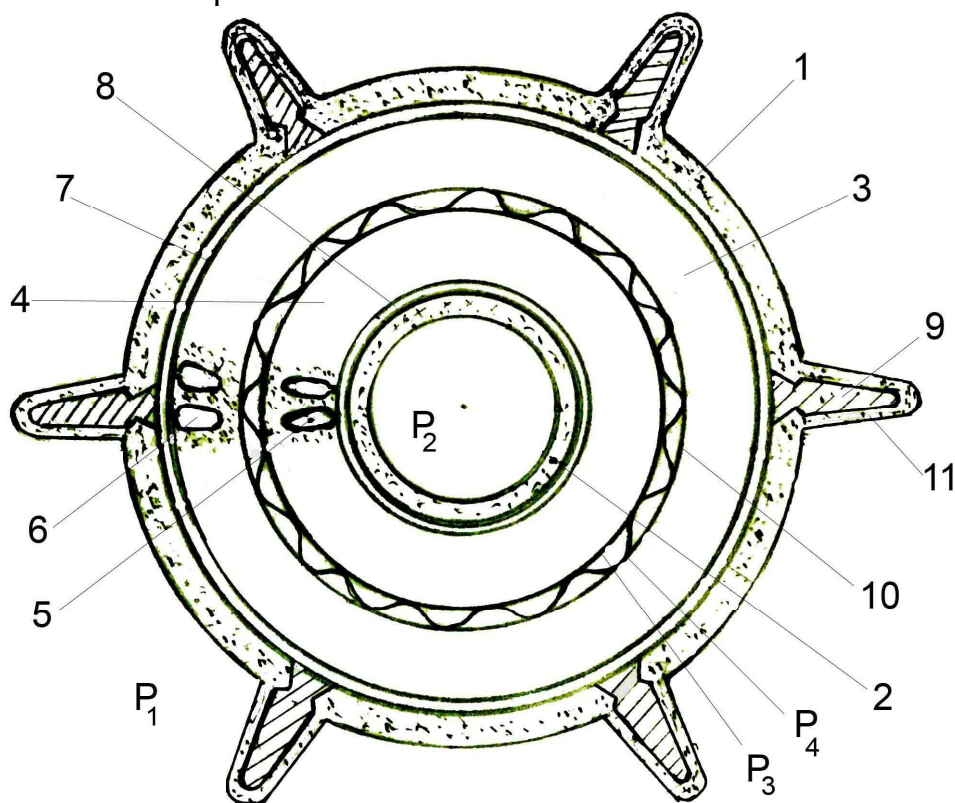


Рисунок 1 – Поперечное сечение погружного ЭТМП:

1- внешний ротор; 2 – внутренний ротор; 3 – внешний статор; 4 – внутренний статор; 5 – полузакрытые пазы внутреннего статора; 6 – полузакрытые пазы внешнего статора; 7 – внешний воздушный зазор; 8 – внутренний воздушный зазор; 9 – стержень КЗ обмотки; 10 – опорный гофрированный цилиндр; 11 – перемешивающие лопатки.

Внутренний и внешний статоры ЭТМП содержат пазы с трехфазной обмоткой, а ярма каждого из статоров плотно посажены на коаксиально установленный гофрированный опорный цилиндр.

Внешний массивный ротор содержит дополнительную короткозамкнутую (КЗ) обмотку, стержни которой установлены внутри пере-

мешивающих лопаток [4]. Внутренний и внешний роторы ЭТМП могут вращаться обособленно либо иметь между собой жесткое соединение в нижней торцевой части. Отличная от нуля электропроводимость задается только в массивных роторах, а также в КЗ обмотке ЭТМП.

Источники поля – сторонние плотности токов задаются в сечениях пазов внутреннего и внешнего статоров в соответствии со схемами обмоток. Для вращательного движения роторов линейные скорости в каждой точке выражаются в общем случае через разные угловые частоты вращения внешнего ω_{R1} и внутреннего ω_{R2} роторов. При анализе двумерного поля в поперечном сечении ЭТМП в декартовой системе координат векторный магнитный потенциал имеет только одну осевую составляющую и дифференциальное уравнение электромагнитного поля в частных производных относительно векторно-магнитного потенциала имеет вид [3]:

$$\frac{1}{\mu} \frac{\partial^2 A_z}{\partial x^2} + \frac{1}{\mu} \frac{\partial^2 A_z}{\partial y^2} - \gamma \frac{\partial A_z}{\partial t} - \gamma \left(v_x \frac{\partial A_z}{\partial x} - v_y \frac{\partial A_z}{\partial y} \right) = -J_{z\text{стоп}} \quad (1)$$

Уравнение (1) дополняется граничными условиями – значением векторного магнитного потенциала на внешних границах расчетных областей, отображающих активную зону внутреннего и внешнего модулей – поверхности $P_1 - P_4$. На этих поверхностях задаем однородные граничные условия первого рода $A(x, y, t)|_{P1-P4} = 0$.

При анализе динамических режимов, в данном случае пуска, задаем однородное начальное условие $A_0(x, y, t_0) = 0$.

Результаты расчета поля векторного магнитного потенциала являются исходными данными для расчета магнитных потокосцеплений статоров, роторов и главных потокосцеплений ЭТМП.

В каждой точке ротора удельные потери определяются по выражению

$$Q = J_z^2 / \gamma(T), \quad (2)$$

где электропроводность металла ротора в каждой его точке зависит от температуры T по закону $\gamma(T) = \gamma_0 / (1 + \alpha T)$.

Режимы работы погружного ЭТМП формируются технологическим циклом переработки легкоплавкого вещества. Рассмотрим одну из реализаций технологического цикла: плавление застывшего материала в резервуаре – дозированный отбор и транспортировка расплавленного материала к напорному патрубку для дальнейшего использования. В со-

ответствии с этим работа ЭТМП формируется в такую последовательность процессов преобразования электрической энергии:

- электромагнитный переходный процесс включения в сеть при заторможенном роторе (на выходе – тепловая энергия);
- длительная стоянка под током (режим короткого замыкания);
- переходный процесс разгона ротора до установившейся частоты вращения;
- перемещение вращающегося ЭТМП в резервуаре при хаотически возникающих пиках нагрузки.

Длительность указанных процессов определяется электромагнитными и электромеханическими постоянными ЭТМП, а также теплофизическими и реологическими свойствами материала.

Электромагнитный переходный процесс включения в сеть. ЭТМП погружен в резервуар с застывшим материалом, поэтому ротор находится в заторможенном состоянии. Численная реализация ММ методом конечных элементов с использованием пакета программ FEMLAB позволяет оценить распределение магнитного поля, плотностей тока, удельных потерь и температур не только в массивных ферромагнитных зонах ротора ЭТМП, но и в алюминиевых (медных) стержнях КЗ обмотки. В течение переходного процесса меняется температура и в значительной степени модуль и фаза отдельных элементов КЗ обмотки. На рис. 2 представлены результаты моделирования в конце 14-секундного режима короткого замыкания для алюминиевого стержня обмотки. Наиболее интенсивное изменение плотностей тока и температуры происходит в первый момент после включения ЭТМП (1 - 3 с). На рис. 3 показаны графики изменений плотностей тока в отдельных элементах. В начале режима нагревается только элемент 1. Это, естественно, приводит к увеличению активного сопротивления этого элемента и соответствующему перераспределению тока стержня: ток элемента 1 уменьшается, токи элементов 2 и 3 растут. Подобный алгоритм изменений происходит в течение переходного процесса и с остальными элементами.

Как показывает анализ, в элементах 6, 7 стержня ротора ток практически отсутствует, а нестационарное температурное поле стержня определяется в основном потерями в отдельных его элементах и перераспределением тепла за счет теплопроводности, как в массиве стержня, так и между массивами смежных ферромагнитных областей и алюминиевым стержнем.

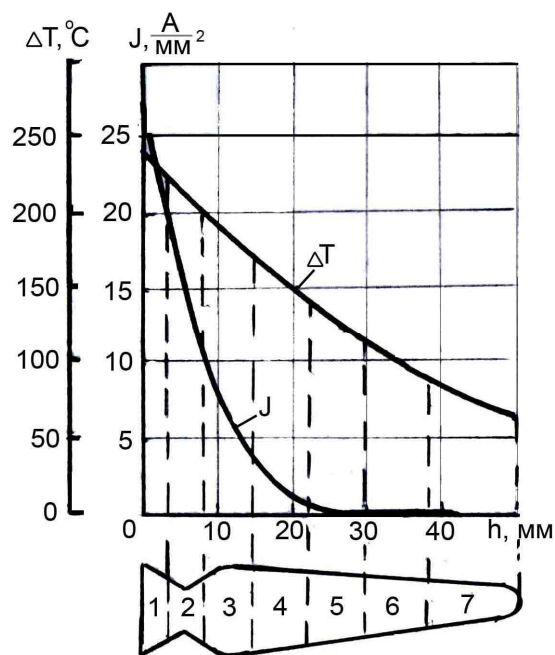


Рисунок 2 – Распределение плотности тока и превышений температуры стержня КЗ обмотки ротора погружного ЭТМП.

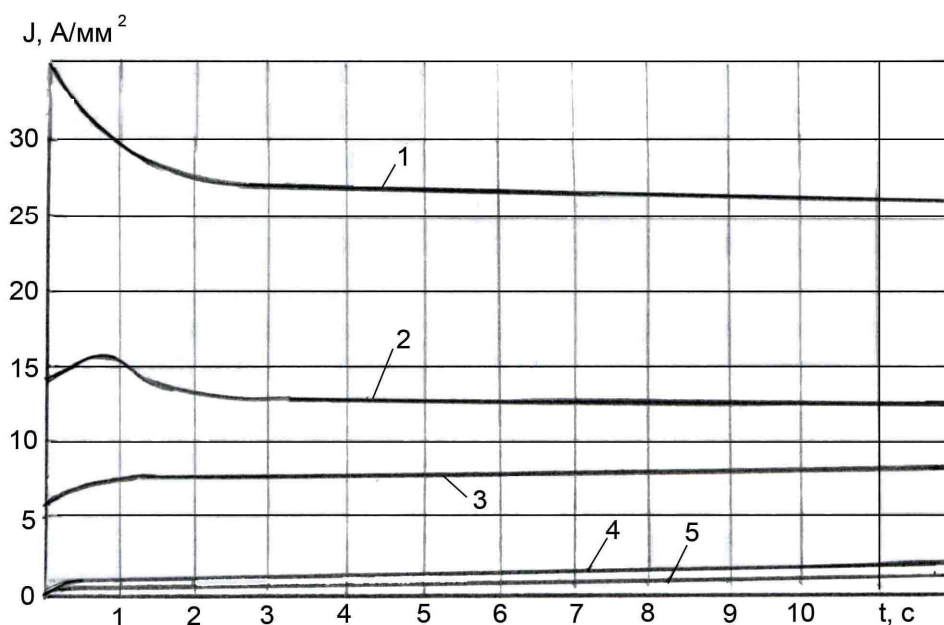


Рисунок 3 – Изменение плотности тока в элементах КЗ обмотки ротора погружного ЭТМП.

В условиях длительного нахождения ротора ЭТМП в заторможенном состоянии после момента включения исследованы изменения модулей и угловой скорости главного потокосцепления, потокосцеплений статора и ротора, а также знакопеременных электромагнитных переходных моментов внутреннего и внешнего модулей. Результаты моделирования представлены на рис. 4 и 5.

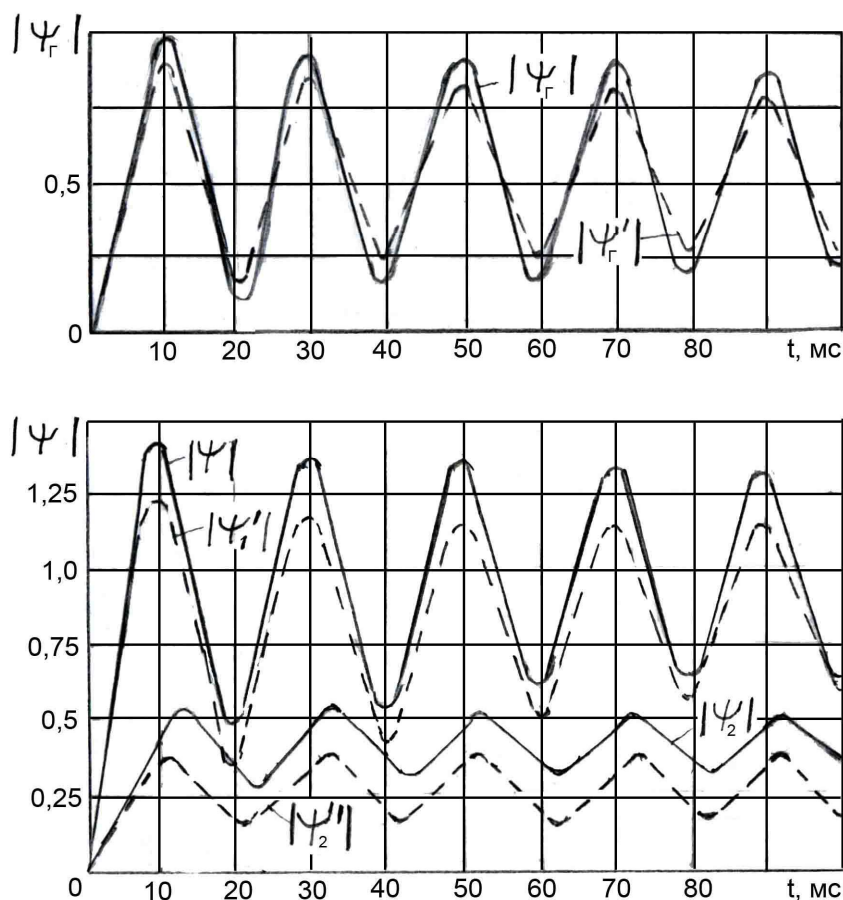


Рисунок 4 – Изменение потокосцеплений внешнего модуля погружного ЭТМП:

- - массивный ротор с алюминиевой КЗ обмоткой внутри лопаток;
- - - - - массивный ротор с ферромагнитными лопатками.

Исследованы два варианта исполнения ротора ЭТМП: цилиндр и лопатки внешнего ротора выполнены из ферромагнитного материала; внешний ротор содержит КЗ обмотку, размещенную внутри лопаток (см. рис. 1). В момент включения ЭТМП в сеть вектор вынужденной составляющей главного потока $\bar{\Psi}_{ГВ}$ отстает от начального положения вектора питающего напряжения на угол 90° . Вектор свободной составляющей главного потока $\bar{\Psi}_{ГСВ}$ равен по модулю $\bar{\Psi}_{ГВ}$, но противоположен ему по направлению. Характер поведения электромагнитного момента при заторможенном роторе определяется изменяющимися значениями потокосцепления $\bar{\Psi}_2$ и эквивалентного активного сопротивления

R_2 роторе по известному выражению: $M = -I_m \left(\frac{\bar{\Psi}_2^* d\bar{\Psi}_2}{R_2 dt} \right)$.

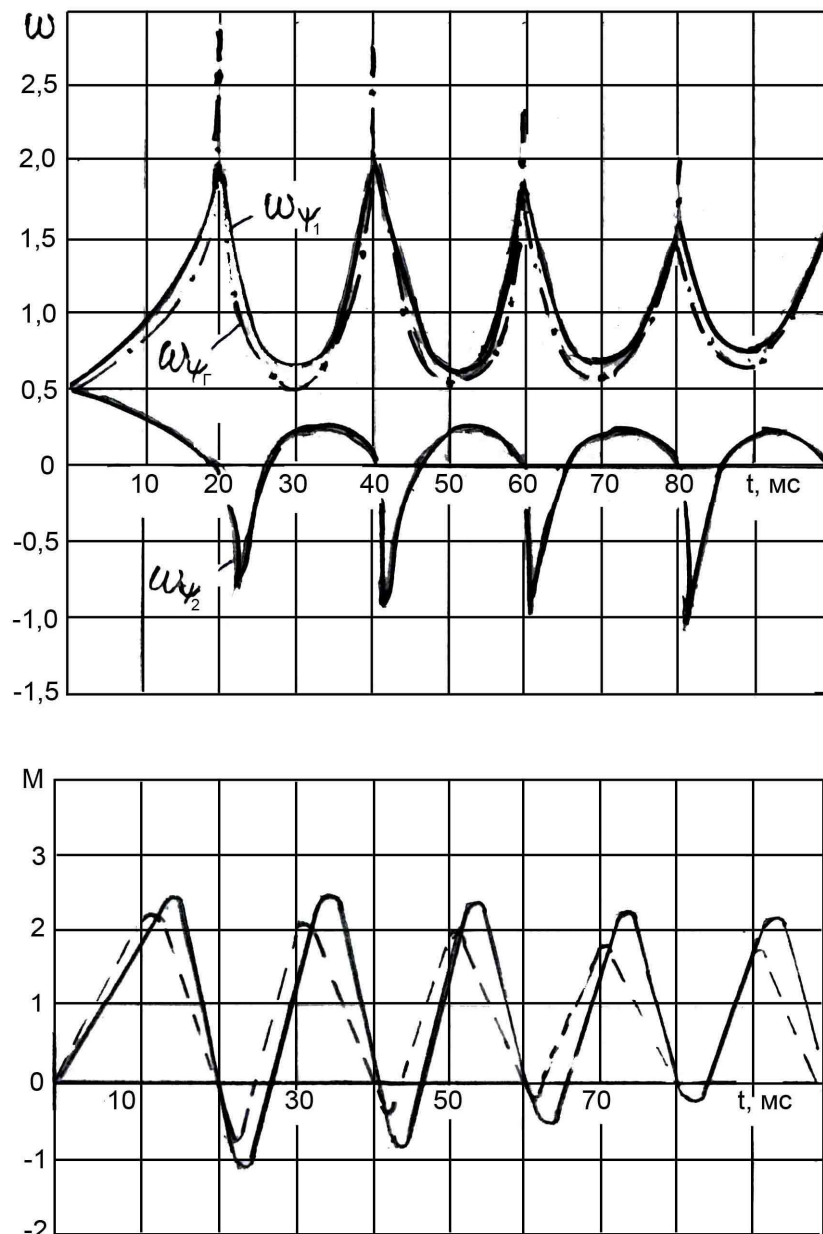


Рисунок 5 – Изменения угловых скоростей потокоцеплений и электромагнитных моментов внешнего модуля погружного ЭТП:

- — — — — - массивный ротор с КЗ обмоткой;
- — — — — - массивный ротор с ферромагнитными лопатками.

За базовые значения исследуемых величин приняты следующие: синхронная скорость магнитного поля ω_1 ; номинальные значения $|\Psi_n|$ и M_n внешнего модуля с массивным ротором и КЗ обмоткой, размещенной внутри лопаток.

Общая продолжительность переходных процессов от включения в сеть до момента установившихся значений составляет 0,95 с. Амплитуды, фазовый сдвиг и длительность затухания исследуемых величин в

случае массивного ротора без КЗ обмотки существенно меньше, чем при ее наличии. Начальная угловая скорость потокосцеплений составляет половину от синхронной.

Характер изменения амплитуд и угловой скорости результирующего потокосцепления $\Omega_{\psi\Gamma}$ определяется взаимным положением свободной и вынужденной составляющих потокосцепления. При этом свободная составляющая периодически (в конце и начале периода) ускоряет угловое перемещение главного потокосцепления в 2-2,5 раза.

Длительная стоянка под током ($s=1$). Уровень напряжения для питания статоров ЭТМП должен устанавливаться плавно или ступенчато в соответствии с допустимой скоростью нагрева изоляционных композиций статоров. Контроль температурного режима по скорости нагрева осуществляется температурными датчиками, установленными в лобовых частях статоров, а диагностика состояния изоляции выполняется с помощью аналого-цифровой диагностической системы контроля изоляции электромеханических устройств.

Длительность режима стоянки под током определяется временем нагрева до температуры плавления объема материала, находящегося в межлопаточном пространстве внешнего ротора. Сокращение этого времени возможно путем повышения уровня питающего напряжения и интенсификации внутреннего теплообмена ЭТМП в соответствии с двумя способами (либо их сочетанием):

а) использование воздушного охлаждения, при этом охлаждающий воздух встречными потоками проходит в междустаторном канале (см. рис. 1) и с помощью коллектора направляется в рубашку напорного патрубка. Тепло, приобретенное от активных частей статоров, используется для поддержания необходимой температуры в тракте дозированного отбора расплавленного материала;

б) использование скрытой теплоты плавления хладагента, в качестве которого возможно использование легкоплавкого вещества, например, парафина, заполняющего весь внутренний объем ЭТМП.

При выборе значений коэффициентов теплоотдачи, необходимых для задания граничных условий третьего рода в случае применения воздушного охлаждения, воспользуемся экспериментальными значениями коэффициента теплоотдачи в каналах между поверхностями P_3 и P_4 – 130-170 (Вт/м²·град.). Для поверхностей P_1 , P_2 в расчетах распределения теплового поля в материале используем коэффициент температуропроводности, базируясь на дифференциальном уравнении, являющимся обобщением метода конечных разностей Шмидта и метода элементарных балансов [2]:

$$\frac{\partial T}{\partial \tau} = a \left(\frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial z^2} \right), \quad (3)$$

где a – коэффициент температуропроводности.

Приток тепловой энергии в перерабатываемый материал в течение определенного времени сопровождается повышением температуры, достигающей в прилегающих к ротору ЭТМП слоях уровня фазового перехода – плавления. При этом принимается допущение о квазистационарности температурного режима в этих слоях.

Решение задачи с фазовыми превращениями выполняется на основе уравнения теплового баланса и сводится к решению осесимметричной задаче Стефана [2]:

$$\left. \begin{aligned} \rho c \frac{\partial T}{\partial \tau} &= \lambda \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left(r \frac{\partial T}{\partial r} \right), \quad r_0 < r < r = y(t); \\ \lambda \frac{\partial T}{\partial r} \Big|_{r=r_0} &= q_s; \\ T[y(t), t] &= T_L = const; \\ \lambda \frac{\partial T}{\partial r} \Big|_{r=y(t)} &= \alpha (T_L - T_c) + \rho \cdot Q \cdot y'; \\ y(0) &= r_0, \end{aligned} \right\} \quad (4)$$

где α - коэффициент теплоотдачи на поверхности раздела фаз;
 ρ , c , λ - соответственно плотность, удельная теплоемкость и коэффициент теплопроводности расплава;

q_s – плотность теплового потока на поверхности ротора ЭТМП;

$y' = dy / dt$ – скорость движения границы фаз;

T_L – температура на границе раздела фаз.

Результаты расчета представлены на рис. 6.

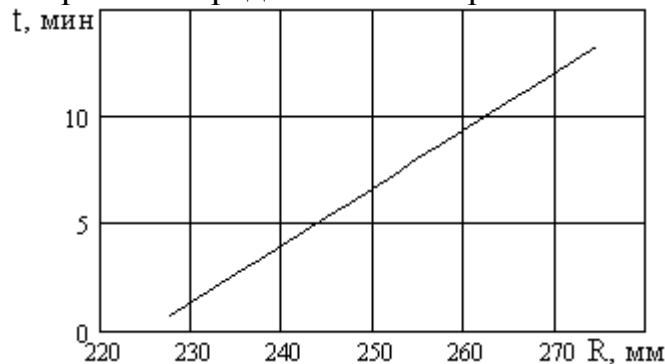


Рисунок 6 – Расчетное время плавления при изменении радиуса границы жидкой фазы материала.

Выводы.

1. На основе математической модели погружного ЭТМП получены временные зависимости основных электромагнитных величин для переходных процессов включения в сеть. Установлено, что угловая скорость магнитных потокосцеплений в момент пуска составляет половину величины синхронной скорости.

2. Установлен механизм перераспределения плотностей тока и температуры для КЗ обмотки погружного ЭТМП при заторможенном роторе.

3. Для режима длительной стоянки под током разработана математическая модель взаимодействия ЭТМП с нагрузочно-охлаждающей средой, позволяющая определить скорость перемещения границы фазового перехода и время начала вращения ротора.

Приведены результаты теоретических исследований, получены зависимости, которые описывают изменения электромагнитных параметров от температуры и времени для пускового режима и длительной стоянки под током электромеханических преобразователей энергии погружного типа.

Results of theoretical researches are resulted, dependences which describe changes of electromagnetic parameters from temperature and time for a starting mode and long parking under a current of electromechanical converters of energy of submersible type are received.

Библиографический список.

1. Заблодский Н.Н., Плюгин В.Е. Проектирование электромеханических преобразователей энергии для переработки сыпучих материалов // *Технічна електродинаміка. Тем. вип. «Проблеми сучасної електротехніки», частина 1.* – 2006. – С. 106 – 111.

2. Заблодский Н.Н., Плюгин В.Е., Заблодская Т.П. Учет фазового перехода при моделировании теплового поля электромеханического нагревателя в среде легкоплавкого материала // *Вісник СНУ. – Луганськ.* – 2002. - № 4. - С. 175 – 179.

3. Заблодский Н.Н. Исследование распределения электромагнитных и тепловых полей в электротепломеханических преобразователях энергии // *Сб. научн. трудов ДонГТУ. Вып. 21 – Алчевск: ДонГТУ, 2006.* – С. 231 – 248.

4. Патент України: 75771, H05B 6/10. Заглибний електронагрівач / М. М Заблодський., В. Ф. Шинкаренко, В. Є. Плюгін та інші. – Бюл. № 5. – 2006.

*Канд. техн. наук, доцент Дрючин В.Г.
Ассистент Ткачев Р.Ю.
(ДонГТУ, г Алчевск, Украина)*

СИНТЕЗ МНОГОКОНТУРНЫХ СИСТЕМ УПРАВЛЕНИЯ С ЗАПАЗДЫВАНИЕМ

Пропонується метод синтезу регуляторів для багатоконтурних об'єктів управління, які забезпечують бажані показники якості замкнутої системи. Метод поширюється на об'єкти, що містять запізнювання в каналі управління. Результати ілюструються прикладом синтезу промислової системи стабілізації збагачення доменного дуття киснем.

Проблема и ее связь с научными и практическими задачами.

Исключительные трудности при выборе способа управления объектами с транспортным запаздыванием возникают тогда, когда запаздывание оказывается равным постоянной времени объекта или превышает ее в несколько раз. Максимально допустимый коэффициент усиления при этом оказывается недостаточным для получения необходимой точности, так как запаздывание вводит большое отставание по фазе. Для большинства технологических объектов может оказаться целесообразным переход от одноконтурных систем управления к многоконтурным [1]. При этом находят промежуточный параметр, который в лучшем случае, не содержит запаздывание и является малоинерционным по сравнению с основным параметром. Известно много способов улучшения качественных показателей в системах с запаздыванием. Однако большинство из них приводили к улучшению показателей только в определенных условиях [2].

Анализ исследований и публикаций. В настоящее время известно два метода расчета многоконтурных систем с запаздыванием: с включением стабилизирующего устройства общего типа в цепь внутренних обратных связей [1], образуя так называемую параллельную коррекцию, и второй метод – с каскадным включением регулирующих устройств [1-4]. Последние нашли широкое промышленное применение благодаря простоте расчета и удобству в наладке, так как настраивается поочередно каждый контур управления. Наряду с указанными достоинствами такие классические системы подчиненного

регулирующие обладают рядом недостатков – высокая чувствительность к изменениям параметров объекта управления, растущий порядок системы, поскольку порядок следующего контура увеличивается на порядок предыдущего плюс порядок астатизма этого контура. К недостаткам также можно отнести невысокие коэффициенты усиления контурных регуляторов следствием чего является возможное наличие запаздывания в одном или нескольких контурах управления.

При использовании этого метода проектировщик должен обладать большим опытом настройки подобных систем, поскольку должен выбирать для каждого контура соответствующие качественные показатели или критерии.

Устранить перечисленные недостатки систем подчиненного регулирования с сохранением их достоинств и решить большинство технических вопросов можно путем синтеза контуров управления методами аналитического конструирования.

Постановка задачи. Разработать метод синтеза систем подчиненного управления объектами с транспортным запаздыванием, обладающего упрощенной процедурой оптимизации параметров контурных регуляторов.

Изложение материала и его результаты. Рассмотрим объект управления с запаздыванием (рис. 1), у которого кроме основной выходной координаты можно еще измерить s координат, причем каждая переменная имеет чистое запаздывание. Здесь \tilde{y}_i выходная координата i -го контура, измеряемая соответствующим датчиком.

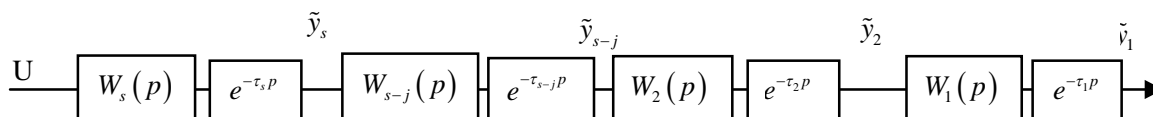


Рисунок 1 – Структурная схема объекта управления с s -измеряемыми координатами

Для синтеза системы управления многоконтурным объектом с запаздыванием в начале произведем компенсацию запаздывания каждого контура, например, способом Смита. Компенсация по способу Смита позволит нам избавиться от влияния запаздывания на устойчивость системы в целом и даст возможность перейти к «мнимым» (модельным, т.е. созданным искусственно) координатам, которые будут характеризовать аналогичные процессы в объекте управления без запаздывания. Это позволяет нам при синтезе оптимального регулятора использовать модель инерционной части объекта управления (рис.2).

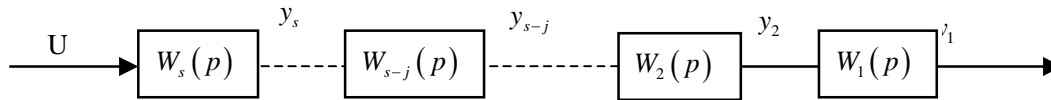


Рисунок 2 – Расчетная структурная схема объекта управления с компенсированным запаздыванием

Предположим, что количество датчиков измеряющих состояния динамического процесса равно порядку дифференциальных уравнений.

Синтез регулирующего устройства будем проводить не для каждого промежуточного объекта (промежуточной переменной) [2-4], а для эквивалентного объекта имеющего общий порядок s , определяя при этом основную цель управления только для выходной (главной) управляемой переменной. Промежуточные переменные сами, в процессе оптимального движения выходной переменной, выберут свое оптимальное движение в пространстве координат. Это позволит упростить процедуру расчета, так как не потребуется вычислять управления для промежуточных переменных.

Запишем дифференциальные уравнения, характеризующие объект

$$\begin{aligned} \dot{y}_k &= \sum_{\alpha} b_{k\alpha} y_{\alpha}, \quad k=1, \dots, s-1 \\ \dot{y}_s &= \sum_{\alpha} b_{s\alpha} y_{\alpha} + mU. \end{aligned} \quad (1)$$

где y_{α} - обобщенные «мнимые» координаты,
 $b_{k\alpha}$ - параметры объекта регулирования.

Определим цель управления в виде функционала

$$J = \int_0^{\infty} \left(\sum_k a_k y_k^2 + U^2 \right) dt, \quad k=1, 2, \dots, s. \quad (2)$$

с неизвестными весовыми коэффициентами функционала a_k , определяющие качество управления, и его экстремаль в виде назначенной траектории по «мнимой» выходной координате y_1 синтезируемой системы вида

$$y_1(t) = \sum_{i=0}^s C_i \exp(p_i t). \quad (3)$$

Решая эту задачу методом динамического программирования, определим управление U , которое минимизирует функционал (2)

$$U = -\sum_{\alpha} \sum_k m A_{k\alpha} y_{\alpha} = \sum_{\alpha} n_{\alpha} y_{\alpha}, \quad (4)$$

где $A_{k\alpha}$ – неизвестные коэффициенты функции Ляпунова,
 $n_{\alpha} = m A_{k\alpha}$.

Уравнения (1) и (4) описывают движение замкнутой синтезируемой системы и полностью определяют структуру оптимальной системы управления (рис.3), а заданная экстремаль (3) является решением этой системы уравнений. Поэтому оказывается возможным отыскать неизвестные коэффициенты $A_{k\alpha}$ оптимального управления (4) из условия воспроизведения этой экстремали.

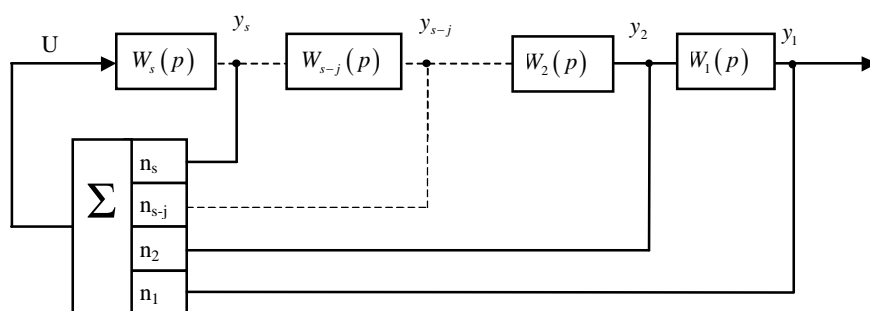


Рисунок 3 – Структурная схема замкнутой системы оптимального управления

Преобразуем, полученную структурную схему (см.рис.3) к виду представленному на рис.4 и получим многоконтурную систему управления.

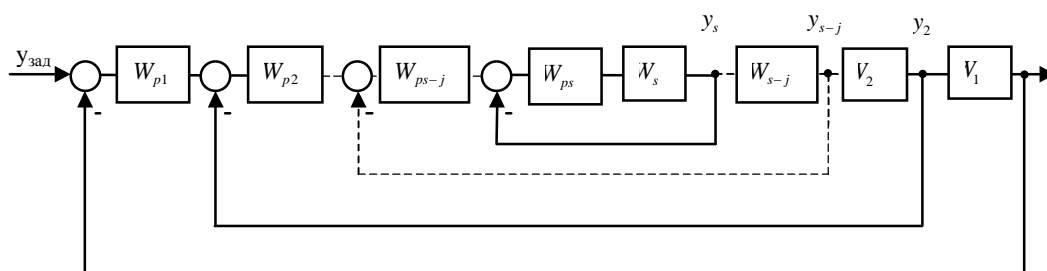


Рисунок 4 – Эквивалентная структурная схема многоконтурной системы оптимального управления

При этом передаточная функция каждого контурного регулятора будет иметь вид

$$W_{pi} = \frac{n_i}{n_{i+1}}, i = 1, 2, \dots, s-1, \quad (5)$$

$$W_{ps} = n_s.$$

Полученная таким образом система управления является статической, поскольку регуляторы (4) являются пропорциональными, что не всегда является приемлемым с точки зрения обеспечения требуемого качества управления. Для обеспечения астатизма системы управления необходимо учесть при синтезе исполнительные устройства, обладающие интегрирующими свойствами, в каждом контуре. Т.е. синтез необходимо проводить для эквивалентного объекта, общий порядок которого $s+r_i$. Здесь r – порядок астатизма i -го контура. Приняв порядок астатизма для каждого контура равным единице, получим порядок системы дифференциальных уравнений объекта управления равным $2s$ и тогда

$$\dot{y}_k = \sum_{\alpha} b_{\beta\alpha} y_{\alpha}, \quad \beta = 1, \dots, 2s-1$$

$$\dot{y}_{2s} = mU.$$

Задавшись функционалом вида (2), и экстремалью (3). Снова решим поставленную задачу методом динамического программирования и получим управление аналогичное (4). После структурных преобразований передаточная функция каждого контурного регулятора определится в виде

$$W_{pj} = \frac{\frac{n_{2i}}{b_{j,2i}} p + \left(\frac{n_{2i-1}}{k_j} + n_{2i} \right)}{\frac{n_{2i+2}}{b_{j-1,2i+2}} p + \left(\frac{n_{2i+1}}{k_{j+1}} + n_{2i+2} \right)}, \quad i = 1, 2, \dots, s, \dots, 2s-2, \quad j = 1, 2, \dots, s-1,$$

$$W_{ps} = \frac{n_{2s}}{b_{s-1,2s}} p + \left(\frac{n_{2s-1}}{k_s} + n_{2s} \right).$$

где $p=d/dt$ – оператор дифференцирования;
 k_j – коэффициент передачи объекта j -го контура.

Или с учетом в регуляторе интегрирующего звена получим

$$W_{pi} = \frac{\frac{n_{2i}}{b_{j,2i}} p + \left(\frac{n_{2i-1}}{k_j} + n_{2i} \right)}{\frac{n_{2i+2}}{b_{j-1,2i+2}} p + \left(\frac{n_{2i+1}}{k_{j+1}} + n_{2i+2} \right)} \frac{1}{p}, \quad i = 1, 2, \dots, s, \dots, 2s-2, \quad j = 1, 2, \dots, s-1, \quad (6)$$

$$W_{ps} = \frac{\frac{n_{2s}}{b_{s-1,2s}} p + \left(\frac{n_{2s-1}}{k_s} + n_{2s} \right)}{p}.$$

Таким образом, во внутреннем контуре с регулирующим устройством будет ПИ-регулятор, а в последующих интегрирующе-дифференцирующее звено с И- регулятором.

В таких системах полностью сохраняется принцип подчиненного регулирования, поскольку главной управляемой переменной является та, которая определяет основную цель управления. Остальные переменные считаются вспомогательными и подчиненными главной. Кроме того, вспомогательные переменные также находятся во взаимном подчинении.

Для иллюстрации применения изложенного метода к конкретным задачам была разработана систему стабилизации обогащения доменного дутья кислородом и внедрена на практике в теплосиловом цехе Алчевского металлургического комбината ОАО «АМК» на турбовоздуходувке №2.

Объект управления был аппроксимирован по каналу измерения расхода кислорода - в виде передаточной функции апериодического звена первого порядка

$$W_2 = \frac{k_2}{T_2 p + 1} = \frac{5}{1.2 p + 1},$$

а по каналу измерения концентрации кислорода в дутье в виде передаточной функции апериодического звена первого порядка с запаздыванием.

$$W_1 = \frac{k_1 e^{-\tau p}}{T_1 p + 1} = \frac{0.35}{15 p + 1} e^{-40 p}.$$

Скомпенсируем запаздывание чисто, по способу Смита.

Для обеспечения астатизма первого порядка добавим в каждый контур по одному интегрирующему звену. При этом во внутреннем контуре в качестве интегрирующего звена будем учитывать исполнительный механизм постоянной скорости.

Запишем дифференциальные уравнения соответствующие эквивалентному объекту без запаздывания

$$\begin{aligned} \dot{y}_1 &= b_{11}y_1 + b_{12}y_2, \\ \dot{y}_2 &= y_3, \\ \dot{y}_3 &= b_{33}y_3 + b_{34}y_4, \\ \dot{y}_4 &= mU, \end{aligned}$$

где $b_{11}=-1/15$, $b_{12}=0,35/15$, $b_{33}=-1/1,2$, $b_{34}=5/1,2$, $m=1/63$.

Выберем функционал

$$J = \int_0^{\infty} (a_1 y_1^2 + a_2 y_2^2 + a_3 y_3^2 + a_4 y_4^2 + U^2) dt,$$

и экстремаль по выходной координате системы y_1 , соответствующую стандартной биномиальной форме

$$y_1 = (C_1 + C_2 t + C_3 t^2 + C_4 t^3) \cdot \exp\left(-\frac{1}{3}t\right).$$

В соответствии с методом динамического программирования окончательно получим управление в виде

$$U = -(1.04y_1 + 0.78y_2 + 3.34y_3 + 10.5y_4).$$

На рис.6 приведена структурная схема синтезированного оптимального регулятора.

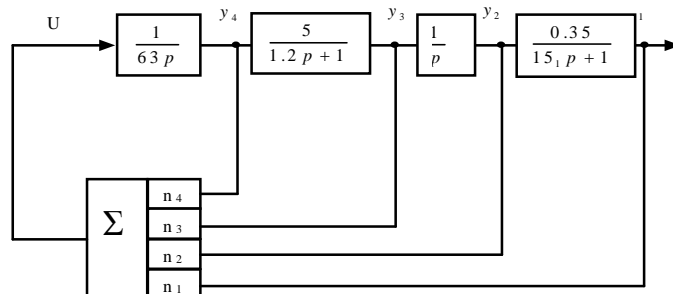


Рисунок 5 – Структурная схема оптимального регулятора

Произведя структурные преобразования расчетной схемы (рис.5) оптимального регулятора перейдем к двухконтурной схеме оптимального регулирования объектом с учетом запаздывания, изображенной на рис.6. Передаточные функции контурных регуляторов будут, полностью определяться в соответствии с (6).

$$W_{p2}(p) = m \frac{\frac{n_4}{b_{34}} p + \left(\frac{n_4}{k_2} + n_3\right)}{p},$$

$$W_{p1}(p) = \frac{\frac{n_2}{b_{12}} p + \left(\frac{n_2}{k_1} + n_1\right)}{\frac{n_4}{b_{34}} p + \left(\frac{n_4}{k_2} + n_3\right)} \cdot \frac{1}{p},$$

$$W_{\phi3}(p) = \frac{\left(\frac{n_2}{k_1} + n_1\right)}{\frac{n_2}{b_{12}} p + \left(\frac{n_2}{k_1} + n_1\right)}.$$

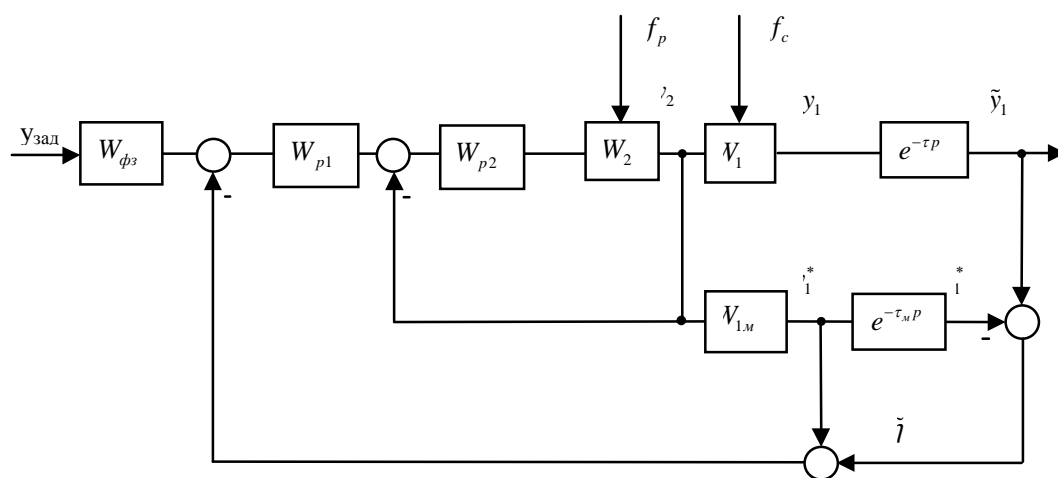


Рисунок 6 – Структурная схема двухконтурной системы управления с компенсацией запаздывания

В соответствии с структурной схемой (рис.6) была создана схема конфигурации двухконтурного алгоритма управления системой стабилизации обогащения доменного дутья кислородом, запрограммированного в микропроцессорном контроллере Ремиконт Р-130. В первом контуре был реализован импульсный ПД-регулятор расхода кислорода, который совместно с исполнительным механизмом постоянной скорости реализует ПИ- алгоритм. Во втором контуре был сконфигурирован ана-

логовый корректирующий регулятор содержания кислорода в доменном дутье.

Переходные процессы по заданию производились путем изменения значения внутреннего задатчика каждого контура. Переходные процессы по возмущению f_p производились, при помощи быстрого закрытия отсечного клапана по расходу кислорода на рядом расположенной турбовоздуходувке №4. Это приводило к повышению давления технологического кислорода в общем кислородопроводе на 40 мм.вод.ст. Переходные процессы по возмущению f_c произвести в реальных условиях оказалось не возможным, поскольку это, прежде всего, сказывается на режим и качество работы кислородного блока.

На рисунке 7а приведены графики переходных процессов по заданию и возмущению f_p проходящих во внутреннем контуре. Корректирующий регулятор по содержанию кислорода в доменном дутье отключен. Здесь кривая 1 соответствует переходному процессу по заданию. Задание локальному регулятору расхода изменялось на 20% от предыдущего. Кривая 2 соответствует переходному процессу по возмущению со стороны регулирующего органа, путем изменения давления кислорода в общем кислородопроводе цеха.

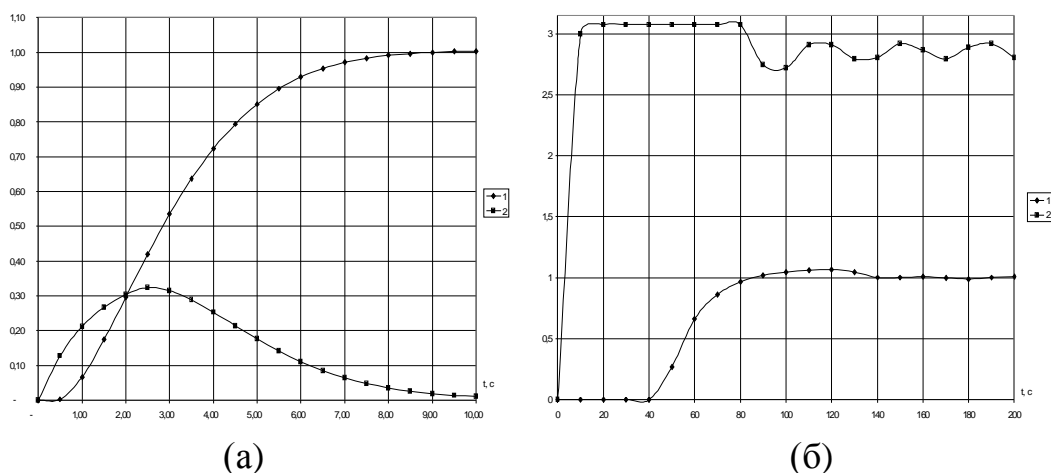


Рисунок 7 – Графики нормированных переходных процессов по расходу кислорода (а) по заданию (б)

На рис.7б приведены графики переходных процессов по заданию. Здесь кривая 1 соответствует переходному процессу по заданию выходной координаты по содержанию кислорода в доменном дутье. Кривая 2 – промежуточной координате – расходу технологического кислорода. Анализ графиков переходных процессов произведенных на реальном объекте показывает, что показатели качества, системы стабилизации обогащения доменного дутья технологическим кислородом, соответствуют заданным по экстремали. Экспериментальными исследованиями

установлено, что колебания содержания кислорода в дутье снизились до $\pm 0,7\%$.

Выводы и направления дальнейших исследований. Предложен метод синтеза каскадных систем управления объектами с запаздыванием, позволяющий решать следующие задачи: 1) компенсировать влияние запаздывания с помощью упредителя Смита; 2) добиваться желаемых динамических свойств системы; 3) упростить процедуру синтеза за счет использования экстремали назначенной траектории. В дальнейшем необходимо провести аналогичные исследования с целью распространения рекомендуемого метода на многоконтурные системы, с запаздыванием и без, с включением стабилизирующего устройства общего типа в цепь внутренних обратных связей.

Предлагается метод синтеза регулятора для многоконтурных объектов управления, обеспечивающих желаемые показатели качества замкнутой системы. Метод распространяется на объекты содержащие запаздывание в канале управления. Результаты иллюстрируются примером синтеза промышленной системы стабилизации обогащения доменного дутья кислородом.

The method of synthesis of a regulator for multiplanimetric objects of the management ensuring desirable parameters of quality of closed system is offered. The method is distributed to objects containing delay in the channel of management. The results are illustrated by an example of synthesis of industrial system of stabilization of enrichment of air by oxygen.

Библиографический список.

1. Мееров М.В. Синтез структур систем автоматического регулирования высокой точности. Изд. перераб. и дополн. М.: Наука, 1967, 423 с.

2. Боровиков М.А. Расчет быстродействующих систем автоматизированного электропривода и автоматики. Изд. Саратовского университета, 1980, 390с.

3. Садовой А.В., Сухин Б.В., Системы оптимального управления прецизионными электроприводами. – К.: ИСИМО, 1996. –298с.

4. Дрючин В.Г., Ткачев Р.Ю., Денищик С.С. Синтез систем подчиненного регулирования. //Вестник МАНЭБ №1(37). Санкт-Петербург, 2001. С.76-78.

*Канд. техн. наук, доцент Пупков В.С.,
(ДонДТУ, г. Алчевск, Украина)
Канд. физ. мат. наук, доцент Мочалин Е.В.,
(ДонДТУ, г. Алчевск, Украина)
студентка Алипер Ю.И.
(ДонДТУ, г. Алчевск, Украина)*

КОМПЬЮТЕРНАЯ СИСТЕМА ДЛЯ ОБЕСПЕЧИВАНИЯ РАЦИОНАЛЬНОГО РЕЖИМА РАБОТЫ ФИЛЬТРА С ПРОТИВОТОЧНОЙ РЕГЕНЕРАЦИЕЙ СЕТЧАТОГО ФИЛЬТРОЭЛЕМЕНТА

Сформульовані вимоги до спеціалізованої комп'ютерної системи, яка дозволяє встановити і підтримувати раціональний режим роботи фільтру.

Проблема и ее связь с научными и практическими задачами. Нормальная работа фильтров с противоточной регенерацией (ФПР) возможна только при условии полного удаления загрязнений, образованных на каждом цикле фильтрования. Но практика эксплуатации показывает, что добиться такого режима работы практически никогда не удается [1]. В работах [2, 3] показано, что причина неудовлетворительного восстановления фильтрующих свойств сетки заключается в ошибочном определении силы, с которой частицы загрязнителя удерживаются в ячейке сетки. Ошибку вызывает пренебрежение наличием скорости частиц, которой они обладают на подходе к сетке.

Анализ исследований и публикаций. В работе [4] показано, что величина реальных сил трения, на порядок превышает ожидаемые значения.

$$F_{tr}^D = [10-15] \cdot F_{tr}^S \quad (1)$$

где F_{tr}^D – сила трения, удерживающая частицу в ячейке сетки, определенная с учетом динамики процесса загрязнения; F_{tr}^S – сила трения, удерживающая частицу в ячейке сетки, определенная без учета динамики процесса загрязнения.

Поэтому превышение перепада давления при регенерации Δp_{reg}

над перепадом давления при загрязнении Δp_{zag} в 5 раз, как принято в существующих ФПР [5], явно недостаточно. Следовательно стабильную работу ФПР можно обеспечить или за счет применения устройств интенсифицирующих процесс регенерации сетки, или ограничив максимальный перепад давления при загрязнении Δp_{zag} до значения, при котором силы трения F_{tr} , удерживающие частицу в ячейке сетки, можно преодолеть силовым воздействием, обеспечиваемым в режиме регенерации. Такой режим уместно назвать рациональным. Второй вариант предпочтительней, поскольку не требует практически никаких затрат.

Постановка задачи. Целью настоящего исследования является разработка специализированной компьютерной системы, позволяющей установить и поддерживать рациональный режим работы ФПР.

Изложение материала и его результаты. Поскольку перепад давления при регенерации определяется рабочим давлением фильтра p_p , сначала определим граничное значение Δp_{reg} , при котором еще можно удалить все частицы, без применения средств интенсификации.

Сила трения, которой частица удерживается в ячейке сетки, определяются следующим образом:

$$F_{tr} = f \cdot K_G \cdot \delta_Z^{1.5}, \quad (2)$$

где f – коэффициент трения взятый с учетом того, что коэффициент трения покоя приблизительно в 1,46 раза больше коэффициента трения скольжения; K_G – коэффициент жесткости системы, зависящий от упругих свойств контактирующих тел и их геометрии; δ_Z – величина деформации системы частица-провода сетки, полученная в процессе загрязнения [2].

Связь между величиной δ_Z и Δp_{zag} , полученная на основании моделирования процесса загрязнения [2], графически показана на рис. 1 (данные представленные на этом и последующих рисунках соответствуют следующим параметрам: латунная сетка № 300; материал частиц загрязнителя – уголь марки «антрацит»; начальная скорость фильтрования 0,1 м/с).

Значение перепада давления при регенерации сетки Δp_{reg} можно определить, рассмотрев течение жидкости через промывное устройство с использованием расчетной схемы представленной на рис. 2. Считая, что перетоки через уплотнения промывного устройства отсутствуют, и потери давления при течении жидкости через промывное устройство вызваны, в основном, разницей площадей промывного устройства ω_{reg} и отводящего трубопровода ω_{mp} , связь между рабочим давлением p_p и

скоростью жидкости в отводящем трубопроводе V_{mp} запишется следующим образом:

$$p_p = \Delta p_{reg} + \Delta p_n + \frac{\rho \cdot V_{mp}^2}{2}, \quad (3)$$

где Δp_n – потери напора в промывном устройстве; ρ – плотность жидкости;

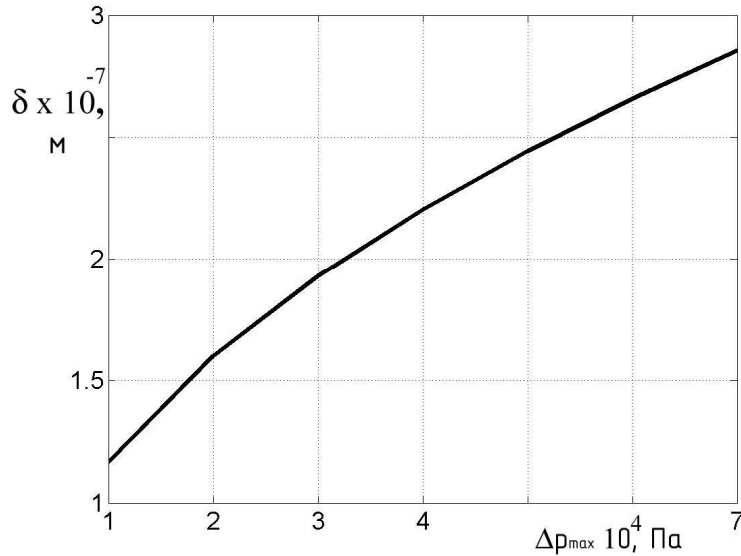


Рисунок 1 – Величина деформации соответствующая различным перепадам давления Δp_{reg} .

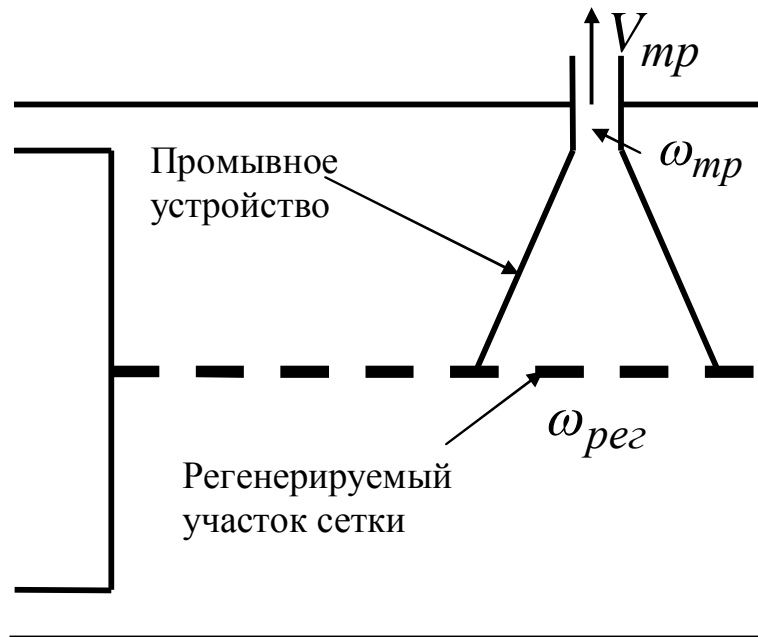


Рисунок 2 – Расчетная схема для определения Δp_{reg}

Используя формулы для связи перепада давления на сетке со скоростью жидкости [6], можно определить перепад давления при регенерации Δp_{reg} , обеспечиваемый рабочим давлением p_p .

Поскольку требуемый перепад давления при регенерации должен быть

$$\Delta p_{reg} \geq \frac{4 \cdot F_{tr}}{\pi \cdot d_p^2},$$

можно построить график, показывающий, какой граничный максимальный перепад давления при загрязнении Δp_{zag} следует выбирать в зависимости от рабочего давления в фильтре p_p (рис. 3).

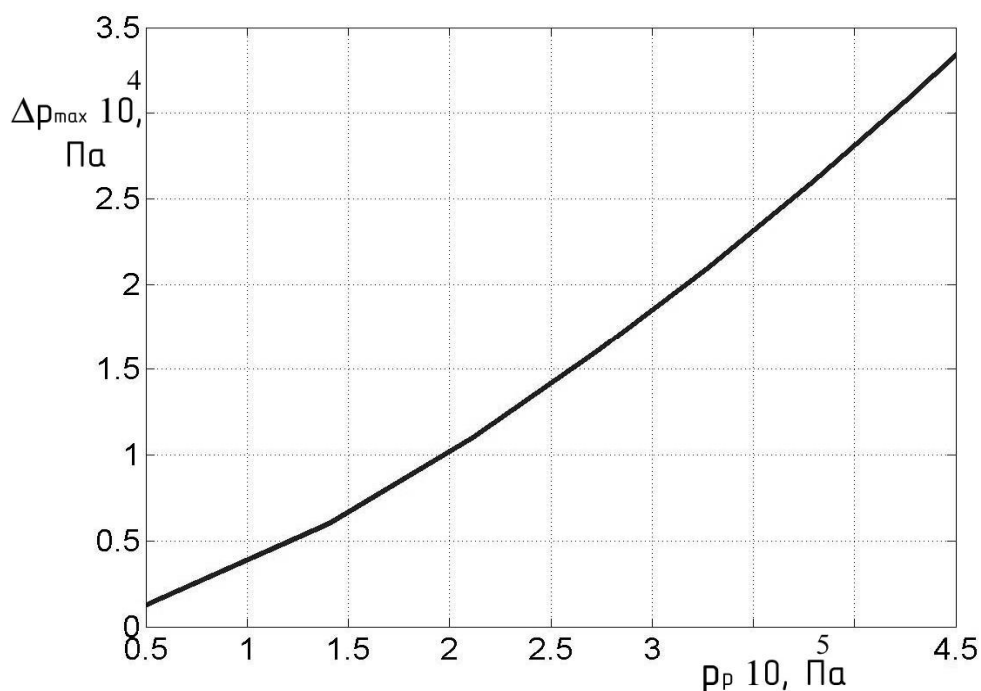


Рисунок 3. – Граничный перепад давления при загрязнении Δp_{zag} , в зависимости от рабочего давления фильтра p_p

Линия на рис. 3 представляет собой граничное значение Δp_{zag} , при котором сформированные загрязнения, можно удалить за счет противоточной регенерации, без использования устройств интенсификации. Таким образом, расчеты показывают, что, зная материал частиц и производительность фильтра, всегда можно выбрать Δp_{zag} таким образом, что бы в режиме регенерации обеспечивалось полное восстановление

фильтрующих свойств сетки. Но данное решение не всегда можно непосредственно применить на практике. Затруднение вызывает отсутствие точных данных о физико-механических свойствах частиц загрязнителя. Определенные проблемы создает автоматика фильтра (рис. 4). Используемое для регистрирования перепада давления на сетке реле контроля протекания жидкости РКПЖ-1 обладает недостаточным диапазоном варьирования и слабой чувствительностью (около 0,002МПа) [7].

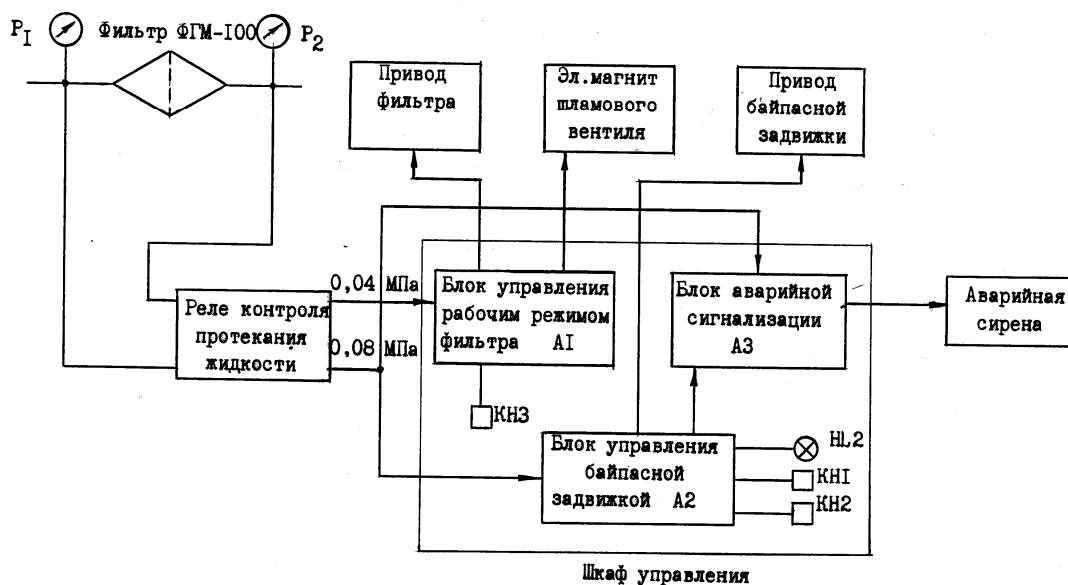


Рисунок 4 – Типовая схема автоматизации ФПР.

Актуальным решением этой проблемы является замена старой системы автоматизации на специализированную компьютерную систему, минимальный вариант которой представлен на рисунке 5.

Построение алгоритма работы схемы будем основывать на следующих предпосылках:

1. Признаком неудовлетворительной регенерации сетки является снижение времени работы фильтра между периодами регенерации T_p ;
2. Максимально допустимое снижение T_p может достигать величины не более 70% от времени первого цикла T_{id} ;
3. Для качественной очистки всей поверхности сетки достаточно 3 проходов сетки под промывным устройством.

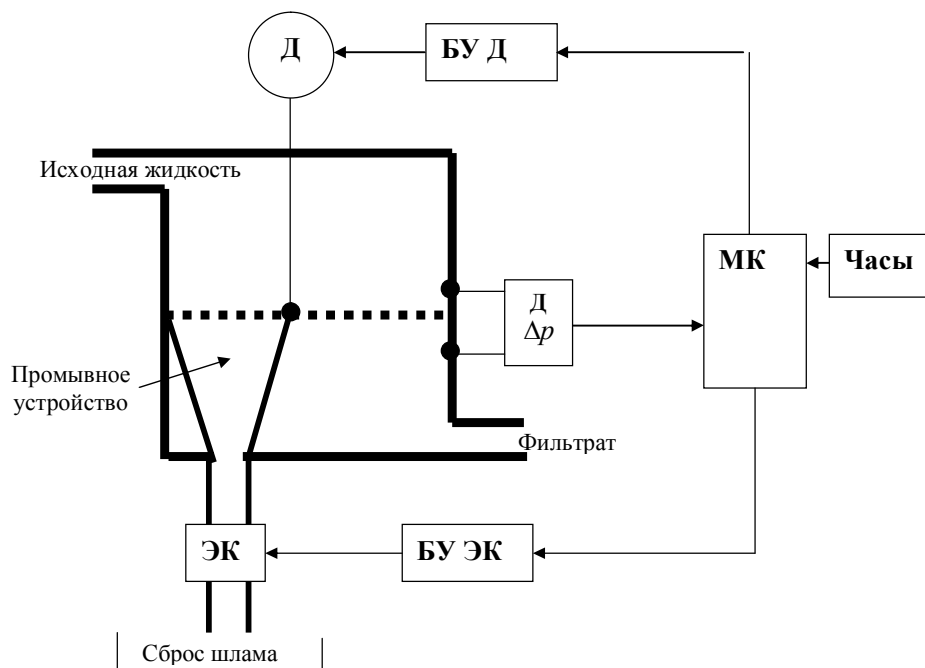


Рисунок 5. – Специализированная компьютерная система для установления оптимального режима ФПР.

Д – приводной двигатель; БУ Д – блок управления двигателем;

МК – микроконтроллер; Д Δp – датчик давления (например МРХ);

ЭК – электромагнитный клапан; БУ ЭК – блок управления клапаном.

Возможный алгоритм работы в этом случае будет выглядеть следующим образом (рис. 6).

Сохранение времени работы T_p на каждом цикле работы может помочь при устранении неполадок в работе фильтра. В том случае, когда первоначальное значение Δp_{zag} окажется завышенным, это проявится в постепенном снижении времени работы фильтра T_p . Поэтому, существует цепочка корректировки Δp_{zag} которая при снижении T_p на 10% делает попытку стабилизировать ситуацию путем снижения Δp_{zag} .

Использование такой системы позволяет существенно снизить инертность срабатывания автоматики фильтра. повысить чувствительность схемы и, что самое ценное снижает требование к точности определения Δp_{zag} .

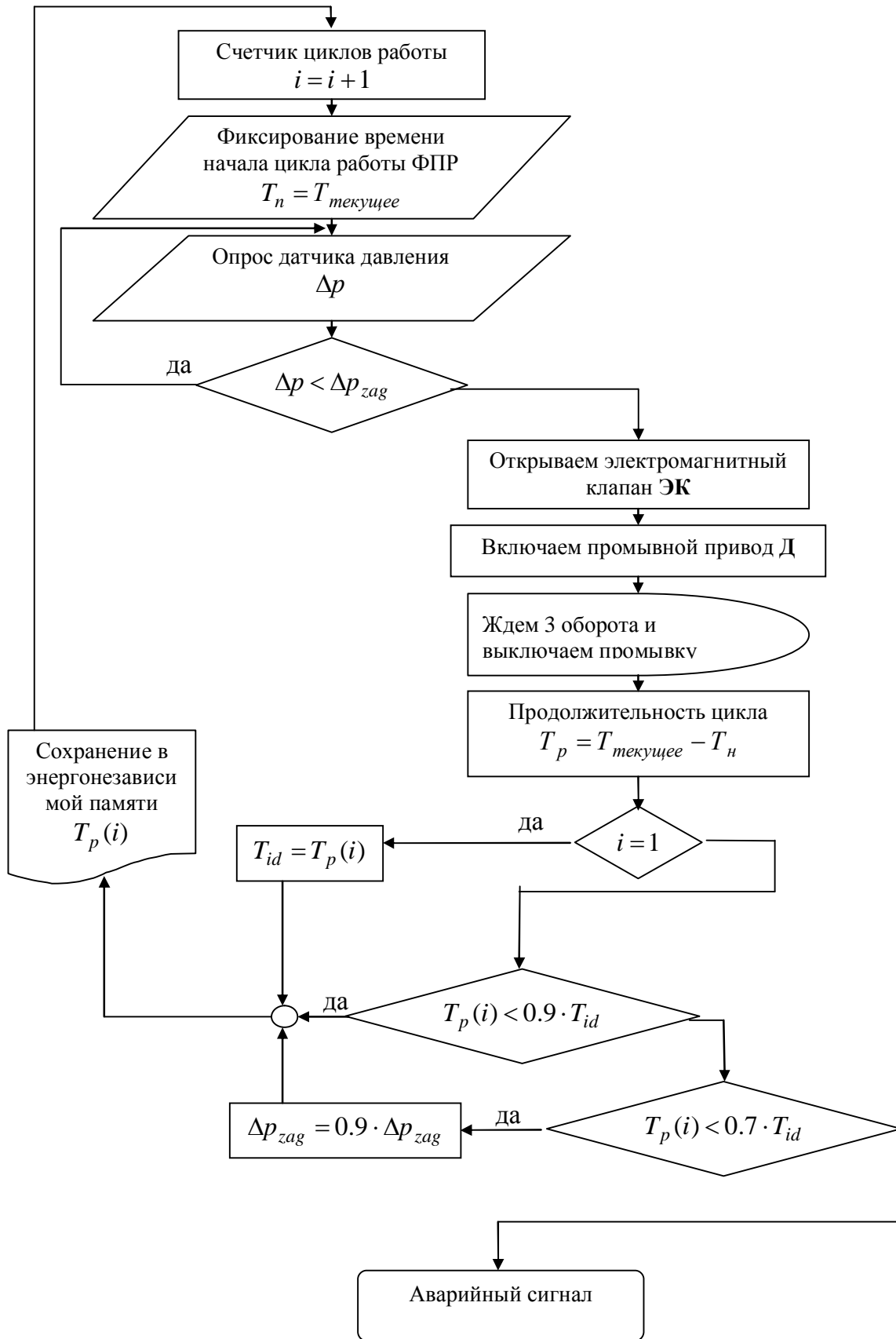


Рисунок 6 – Алгоритм работы автоматики.

Выводы и направления дальнейших исследований. Полученные результаты показывают, что использование микроконтроллерной системы управления автоматикой фильтра позволяет существенно улучшить его работу за счет вывода фильтра на рациональный режим работы. Достоинством представленного решения является также простота дальнейшей модернизации схемы, которая обеспечивается возможностью программирования логики ее работы и масштабирования. Например, эту схему легко дополнить датчиками перегрева приводов и контроля расхода жидкости через фильтр.

Сформулированы требования к специализированной компьютерной системе, которая позволяет установить и поддерживать рациональный режим работы фильтра.

Requirements are formulated to the dedicated system which allows to set and support the rational mode of operations of filter.

Библиографический список.

1. Мочалин Е.В., Петренко А.В., Кривошея П.Н.. Моделирование режима обратной промывки самоочищающегося фильтра// Вестник НТУ «ХПИ», 2001. – Вып. 129. – С.161-168.
2. Пупков В.С. Влияние кинетической энергии частиц на процесс загрязнения сетчатого фильтроэлемента // Сборник ИГТМ НАН Украины Геотехническая механика, 2004. – Вып. № 50. – С. 212-218.
3. Пупков В.С., Иванова Е.О. Анализ остаточных загрязнений сетчатых фильтров: Сб. науч. тр./ Алчевск: ДГМИ(ДонГТУ), 2005. – Вып. 9. – С. 302 –308.
4. Пупков В.С. Динамика частиц загрязнителя на подходе к сетке // Промислова гідроліка і пневматика / Вінниця: Вінницький державний аграрний університет, 2005 – Выпуск 2(8). – С. 69–73
5. Берестюк Г.И. Регенерация фильтров для разделения суспензий. – М.: Химия, 1978. – 96с.
6. Пупков В.С., Петренко А.В. Гидравлический коэффициент сопротивления для чистых и частично закупоренных сеток // Сб. научн. тр. ДГМИ Вып. 17 – Алчевск: ДГМИ, 2003 –С. 259–266.
7. Реле контроля протекания жидкости РКПЖ-1. <http://teploautomat.com/index>.

*Канд. техн. наук, доцент Столяров В.Н.
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)*

МОДЕЛЬНОЕ ПРОГНОЗИРУЮЩЕЕ УПРАВЛЕНИЕ НЕЛИНЕЙНЫМ МНОГОСВЯЗНЫМ ДИНАМИЧЕСКИМ ОБЪЕКТОМ

Розглядаються особливості застосування математичного та алгоритмічного апарату теорії прогнозуючого управління до проблеми управління асинхронним електродвигуном з короткозамкненим ротором. Наведена постановка узагальненої нелінійної задачі модельного прогнозуючого управління.

Проблема и ее связь с научными и практическими задачами.

Сложность математического описания асинхронного двигателя приводит к тому, что проектировщик выбирает ту систему координат, в которой модель объекта имеет минимальное количество нелинейных перекрестных связей (как правило, это система (dq) , вращающаяся синхронно с потокосцеплением ротора). Это требует применения дополнительных датчиков для вычисления угла поворота системы координат, т. к. его определение косвенно через другие доступные измерению переменные приводит к погрешностям из-за неточного знания параметров объекта.

Другой общепринятой практикой при проектировании многосвязных систем является их представление в виде некоторого набора односвязных систем, причем имеющиеся перекрестные связи рассматриваются как несущественные и играющие роль возмущений в соответствующих контурах. Это отрицательно сказывается на качестве процессов при номинальных параметрах объекта, а также не позволяет утверждать, что система останется работоспособной и будет иметь заданное качество процессов при определенных вариациях параметров объекта (проблема робастности).

Единственным практически реализуемым методом синтеза многосвязных систем с полным учетом всего набора перекрестных связей внутри объекта, возможностью реализации заданных критериев качества на траекториях движения объекта, хорошо проработанной на сегодняшний день теорией устойчивости и робастности является модельное прогнозирующее управление (МПУ).

Анализ исследований и публикаций.

Тенденции развития систем управления асинхронными двигателями с короткозамкнутым ротором свидетельствуют о значительно возросших возможностях аппаратной базы электропривода, в то время, как основные затраты при разработке систем управления приводами приходятся не на создание аппаратной части контроллера, а на разработку алгоритмического и программного обеспечения [1]. В области быстродействующего широкодиапазонного асинхронного регулируемого электропривода следует отметить доминирование структур векторного управления, на базе которых в последнее время разработаны ряд приводов с прямым цифровым управлением моментом. Стремление предельно удешевить электропривод без потери качества регулирования привело к переходу к системам бездатчикового управления, где для оценки координат привода используются специальные цифровые наблюдатели, в основу которых положено решение системы дифференциальных уравнений, описывающих движение электропривода, в режиме реального времени.

Анализ тенденций развития алгоритмов управления асинхронным электроприводом позволяет выявить ряд недостатков:

1) регуляторы системы управления и цифровой наблюдатель состояния синтезируются с разных позиций;

2) последовательная коррекция и классическое ПИД-управление изначально ориентированы на линейный объект и не позволяют учесть многообразие перекрестных связей в математической модели асинхронного двигателя;

3) алгоритм ПИД-управления не предполагает выработки сигналов отпирания силовых ключей, поэтому для преобразования заданий на напряжение и частоту выходного напряжения инвертора применяются дополнительные алгоритмы;

4) невозможность многокритериальной оптимизации;

5) невозможность наращивания классического алгоритма управления для учета таких явлений как отрицательное вязкое трение, упругость механических передач, работу в рамках системы взаимосвязанного электропривода.

Таким образом, актуальным является поиск новых более эффективных законов управления асинхронным электроприводом. По мере роста быстродействия микропроцессорной техники основной алгоритм ПИД-управления забирает все меньшую долю процессорного времени, тогда как, например, реализация эффективного цифрового наблюдателя (предполагающего решение системы дифференциальных уравнений, описывающих движение электропривода, в режиме реального времени) может стать основной нагрузкой на процессор или даже потребовать

применения отдельного микропроцессора. Т.е. имеем ситуацию, когда вспомогательные задачи (наблюдение состояния) «съедают» гораздо больше ресурсов микропроцессора, чем собственно алгоритм формирования управляющей функции.

ПИД-управление, будучи методом, ориентированным изначально на синтез односвязных линейных систем, должно быть заменено более совершенным методом, который обеспечит формирование эффективного алгоритма управления, способного легко масштабироваться от односвязных объектов к многосвязным, учет всех возможных нелинейностей и перекрестных связей в структуре объекта, учет ограничений на переменные состояния и управляющие функции, решение многокритериальных задач оптимизации

Таким методом является модельное прогнозирующее управление (МПУ), относящееся к классу методов ограниченного оптимального управления.

Постановка задачи.

Разработать математическое описание асинхронного электродвигателя для его последующего использования в процедуре синтеза алгоритма МПУ.

Изложение материала и его результаты.

В общем случае математическая модель объекта управления представляет собой систему обыкновенных нелинейных дифференциальных уравнений вида

$$\dot{\mathbf{x}}(t) = \mathbf{f}(t, \mathbf{x}(t), \mathbf{u}(t)), \quad (1)$$

где $\mathbf{x} \in \mathbf{E}^n$ – вектор состояния, $\mathbf{u} \in \mathbf{E}^m$ – вектор управлений, $t \in [0, \infty)$. Применительно к асинхронному короткозамкнутому электродвигателю в неподвижной системе координат (α, β) получим

$$\begin{aligned} \frac{di_{1\alpha}}{dt} &= a_{11}i_{1\alpha} + a_{13}\psi_{2\alpha} + a_{145}\omega\psi_{2\beta} + b_{11}U_{1\alpha} \\ \frac{di_{1\beta}}{dt} &= a_{22}i_{1\beta} + a_{24}\psi_{2\beta} + a_{234}\omega\psi_{2\alpha} + b_{22}U_{1\beta} \\ \frac{d\psi_{2\alpha}}{dt} &= a_{31}i_{1\alpha} + a_{33}\psi_{2\alpha} + a_{345}\omega\psi_{2\beta} \\ \frac{d\psi_{2\beta}}{dt} &= a_{42}i_{1\beta} + a_{44}\psi_{2\beta} + a_{435}\omega\psi_{2\alpha} \\ \frac{d\omega}{dt} &= a_{532}\psi_{2\alpha}i_{1\beta} + a_{541}\psi_{2\beta}i_{1\alpha} + h_{51}M_C, \end{aligned}$$

где

$$\begin{aligned}
a_{11} &= -\frac{r_1 L_2^2 + r_2 L_{12}^2}{L_{1\sigma} L_2^2}; & a_{13} &= \frac{r_2 L_{12}}{L_{1\sigma} L_2^2}; & a_{145} &= \frac{L_{12} p_n}{L_{1\sigma} L_2}; & b_{11} &= \frac{1}{L_{1\sigma}}; \\
a_{22} &= -\frac{r_1 L_2^2 + r_2 L_{12}^2}{L_{1\sigma} L_2^2}; & a_{24} &= \frac{r_2 L_{12}}{L_{1\sigma} L_2^2}; & a_{235} &= -\frac{L_{12} p_n}{L_{1\sigma} L_2}; & b_{22} &= \frac{1}{L_{1\sigma}}; \\
a_{31} &= \frac{r_2 L_{12}}{L_2}; & a_{33} &= -\frac{r_2}{L_2}; & a_{345} &= -p_n; \\
a_{42} &= \frac{r_2 L_{12}}{L_2}; & a_{44} &= -\frac{r_2}{L_2}; & a_{435} &= p_n; \\
a_{532} &= \frac{3 p_n L_{12}}{2 J_{\Sigma} L_2}; & a_{541} &= -\frac{3 p_n L_{12}}{2 J_{\Sigma} L_2}; & h_{51} &= -\frac{1}{J_{\Sigma}}.
\end{aligned}$$

Структурная схема асинхронного короткозамкнутого электродвигателя приведена на рис. 1.

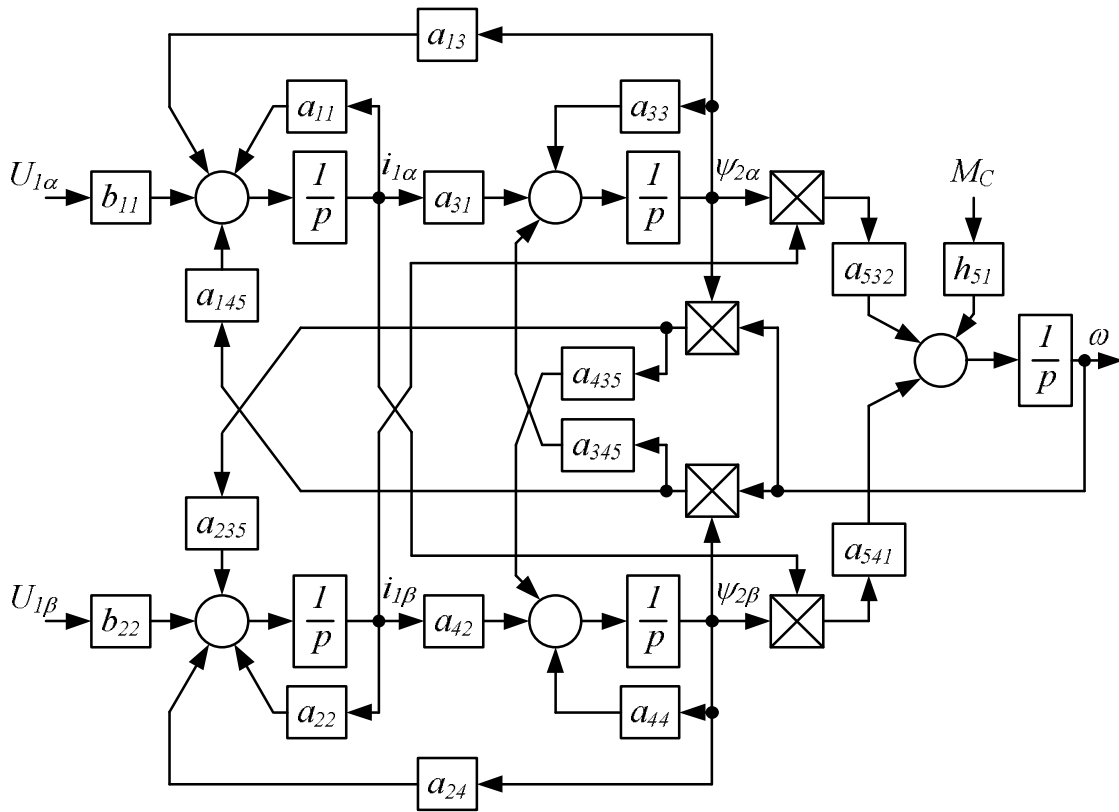


Рисунок 1 – Структурная схема короткозамкнутого асинхронного двигателя в неподвижной системе координат (α, β)

Введем в рассмотрение допустимые множества управлений $U \subseteq E^m$ и состояний $X \subseteq E^n$, полагая, что для любого фиксированного момента времени $t \in [0, \infty)$ должны выполняться условия $x(t) \in X$, $u(t) \in U$. Простейшим вариантом задания допустимых множеств U и X могут

быть векторные неравенства вида

$$\begin{aligned} \mathbf{u}_{\min} &\leq \mathbf{u}(t) \leq \mathbf{u}_{\max}; \\ \mathbf{x}_{\min} &\leq \mathbf{x}(t) \leq \mathbf{x}_{\max}, \end{aligned} \quad (2)$$

где \mathbf{u}_{\min} , \mathbf{u}_{\max} , \mathbf{x}_{\min} , \mathbf{x}_{\max} – заданные вектора, состоящие из вещественных чисел.

Целью управления объектом (1) является обеспечение равенства

$$\lim_{t \rightarrow \infty} \|\mathbf{x}(t) - \mathbf{x}^*(t)\| = 0,$$

где $\mathbf{x}^*(t)$ – желаемое движение объекта.

Качество управления будем оценивать с помощью функционала

$$J_0 = \int_0^{\infty} F(\mathbf{x}(t), \mathbf{x}^*(t), \mathbf{u}(t)) dt. \quad (3)$$

Таким образом, задача состоит в отыскании оптимального управления $\mathbf{u}^*(t)$, доставляющего минимум функционалу (3) на траекториях движения объекта:

$$\mathbf{u}^*(t) = \arg \min_{\mathbf{u}(t)} \int_0^{\infty} F(\mathbf{x}(t), \mathbf{x}^*(t), \mathbf{u}(t)) dt. \quad (4)$$

Решение данной задачи не представляет трудностей для случая линейной системы (1) без ограничений на переменные состояния. Например, если подынтегральная функция в выражении (3) имеет квадратичную форму, то (4) сводится к классической линейно-квадратичной оптимизации (в отечественной литературе – задача АКОР А.М. Лётова), результатом решения которой является алгоритм управления вида $\mathbf{u}^*(t) = \mathbf{K}(\mathbf{x}^*(t) - \mathbf{x}(t))$, где \mathbf{K} – матрица постоянных коэффициентов.

В случае наличия ограничений и нелинейности системы (1) возникает задача оптимизации с бесконечной размерностью [2], которая должна решаться непосредственно в процессе работы системы каждый раз при получении новой информации от датчиков переменных состояния, что не очень практично. Одним из наиболее перспективных и бурно развивающихся подходов в решении данной задачи является теория управления с удаляющимся горизонтом прогноза.

Наряду с математической моделью объекта (1) введем в рассмотрение прогнозирующую модель вида

$$\dot{\bar{\mathbf{x}}}(t) = \bar{\mathbf{f}}(\tau, \bar{\mathbf{x}}(\tau), \bar{\mathbf{u}}(\tau)), \quad \bar{\mathbf{x}}|_{\tau=t} = \mathbf{x}(t), \quad (5)$$

где $\bar{\mathbf{x}} \in \mathbf{E}^n$ – вектор состояния, $\bar{\mathbf{u}} \in \mathbf{E}^m$ – вектор управления, $\tau \in [t, \infty)$. Для упрощения анализа положим, что функция $\bar{\mathbf{f}}$ обладает теми же свойствами, что и функция \mathbf{f} , а векторы $\bar{\mathbf{x}}$ и $\bar{\mathbf{u}}$ принимают значения из допустимых множеств \mathbf{X} и \mathbf{U} соответственно. Однако при практической реализации алгоритмов возможны отличия моделей (1) и (5), имеющие своей целью, как правило, упрощение модели (5) и, тем самым, снижение вычислительных затрат на реализацию алгоритма. При всех упрощениях, тем не менее, будем считать, что модель (5) в известной мере отражает основные динамические свойства объекта, а влияние таких факторов, как неучтенные нелинейности, внешние воздействия, вариации параметров, неучтенная дополнительная динамика является незначительным и слабо сказывается на точности предсказания (если это не так, то прогнозирующая модель должна учитывать значимые факторы из перечисленных выше).

Схема осуществления прогноза приведена на рисунке 2.

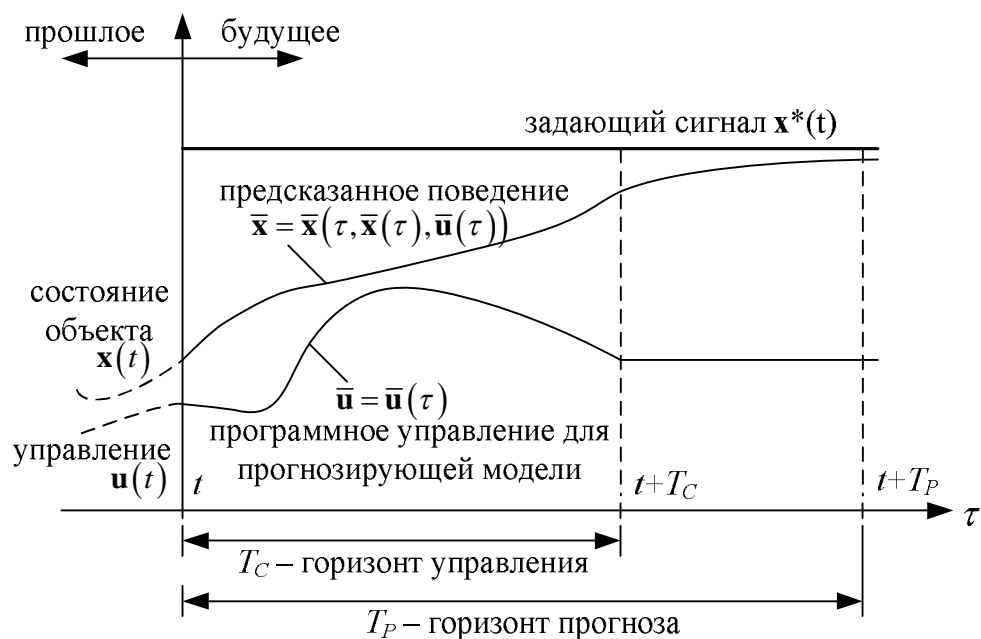


Рисунок 2 – Схема осуществления прогноза для непрерывной модели

В момент времени $\tau = t$ модель (5) инициализируется текущим состоянием реального объекта $\mathbf{x}(t)$. Задаваясь некоторым управлением $\bar{\mathbf{u}} = \bar{\mathbf{u}}(\tau)$, представляется возможным выполнить численное интегрирование системы уравнений (5) на некотором отрезке времени $\tau \in [t, t + T_P]$,

где T_P – горизонт прогноза. При этом вместо функционала (3) качество управления будем оценивать функционалом вида

$$J = \int_t^{t+T_P} F(\bar{\mathbf{x}}(\tau, \mathbf{x}(t), \bar{\mathbf{u}}(\tau)), \mathbf{x}^*(\tau), \bar{\mathbf{u}}(\tau)) d\tau. \quad (6)$$

В силу наличия неучтенных факторов и определенных упрощений в модели (5) точность прогноза будет тем выше, чем меньше интервал T_P . Еще одним немаловажным параметром схемы осуществления прогноза является горизонт управления T_C ($T_C \leq T_P$). Это такой момент времени, что

$$\bar{\mathbf{u}}(\tau) = \bar{\mathbf{u}}(t + T_C) \quad \forall \tau \in [t + T_C, t + T_P]. \quad (7)$$

Горизонт управления задает отрезок времени, в течении которого происходит некоторое заданное изменение управляющей функции, эффективность которого анализируется на всем горизонте прогноза. Горизонт прогноза, как правило, выбирается большим горизонта управления, что позволяет проанализировать, как сказывается выбранное изменение управления $\bar{\mathbf{u}}(\tau) \forall \tau \in [t, t + T_C]$ на критерии качества в течение некоторого будущего периода времени $\tau \in (t + T_C, t + T_P]$. От корректности выбора параметров T_P, T_C во многом зависит эффективность работы схемы осуществления прогноза, а следовательно и показатели качества системы, замкнутой МПУ-алгоритмом.

В качестве подынтегральной функции функционала (6) на практике, как правило, используется сумма двух квадратичных форм вида

$$F = (\mathbf{x}^* - \bar{\mathbf{x}})^T \mathbf{R} (\mathbf{x}^* - \bar{\mathbf{x}}) + \bar{\mathbf{u}}^T \mathbf{Q} \bar{\mathbf{u}}, \quad (8)$$

где \mathbf{R} и \mathbf{Q} – положительные определенные симметрические матрицы весовых коэффициентов.

Задача поиска оптимального управления для прогнозирующей модели состоит в минимизации функционала (6) путем выбора оптимальной векторной управляющей функции $\bar{\mathbf{u}}^*(\tau)$ из некоторого множества допустимых управлений Ω_U :

$$J(\mathbf{x}(t), \bar{\mathbf{u}}(\cdot), T_P, T_C) \rightarrow \min_{\bar{\mathbf{u}}(\cdot) \in \Omega_U}, \quad (9)$$

где $\Omega_U = \{ \bar{\mathbf{u}}(\cdot) \in \mathbf{K}_n^0[t, t + T_P] : \bar{\mathbf{u}}(\tau) \in \mathbf{U}, \bar{\mathbf{x}}(\tau, \mathbf{x}(t), \bar{\mathbf{u}}(\tau)) \in \mathbf{X}, \forall \tau \in [t, t + T_P] \}$.

Здесь $\mathbf{K}_n^0[t, t+T_P]$ – множество векторных кусочно-непрерывных функций на отрезке $[t, t+T_P]$, удовлетворяющих дополнительному условию (7) постоянства управления на отрезке $[t+T_C, t+T_P]$.

Результатом решения задачи (9) служит векторная функция

$$\bar{\mathbf{u}}^*(\tau) = \bar{\mathbf{u}}^*(\tau, \mathbf{x}(t), T_P, T_C) = \arg \min_{\bar{\mathbf{u}}(\cdot) \in \Omega_U} J(\mathbf{x}(t), \bar{\mathbf{u}}(\cdot), T_P, T_C), \quad (10)$$

определяющая оптимальное по отношению к (6) программное управление для прогнозирующей модели (5).

Следует отметить, что принципиально возможно, единожды решив задачу (9), найти управление (10) на бесконечном интервале времени $t \in [0, \infty)$, полагая $T_C = T_P \rightarrow \infty$, а затем реализовать его для исходного объекта (1), однако этот подход имеет ряд недостатков:

- поскольку в прогнозирующей модели невозможен учет всех факторов, воздействующих на реальный объект, то прогноз его движения может оказаться достаточно неточным, причем степень расхождений растет с увеличением интервала прогнозирования T_P ;

- данный подход может быть использован только для систем с наперед известной заданной траекторией движения $\mathbf{x}^*(t)$, тогда как в большинстве систем управления задающее движение может приближенно рассматриваться как известная функция лишь на некотором небольшом будущем интервале времени, и чем больше T_P , тем меньше вероятность использования в процессе прогноза достоверной информации о величине $\mathbf{x}^*(t)$.

Указанные обстоятельства приводят к необходимости поиска оптимального управления на конечном интервале T_P и многократному решению оптимизационной задачи (9). Учитывая это, возможен алгоритм управления, заключающийся в выполнении многократного прогноза с горизонтом T_P и реализацией найденного управления $\bar{\mathbf{u}}^*$ на интервале $[t, t+T_C]$. Однако и этот подход может не дать желаемых результатов вследствие отличия реальной динамики объекта от прогнозируемой, т.к. управление на интервале $[t, t+T_C]$ будет осуществляться фактически по разомкнутой схеме (без обратной связи). Поэтому данный алгоритм может быть использован лишь в том случае, если горизонт управления T_C достаточно мал.

Устранить недостатки вышерассмотренных подходов к решению задачи позволяет многократное решение задачи (9), такое, что найденное управление $\bar{\mathbf{u}}^*$ применяется не на всем горизонте управления T_C , а лишь на малой его начальной части δ :

$$\bar{\mathbf{u}}^*(\tau) \equiv \bar{\mathbf{u}}^*(\tau, \mathbf{x}(t), T_p, T_c), \tau \in [t, t + \delta], \quad (11)$$

где величина δ существенно меньше, чем T_c . После реализации управления (11) в момент $t + \delta$ осуществляется новый прогноз движения объекта с новым начальным условием для прогнозирующей модели $\bar{\mathbf{x}}|_{\tau=t+\delta} = \mathbf{x}(t + \delta)$ и смещенными во времени на величину δ горизонтами управления и прогноза, после чего найденное управление $\bar{\mathbf{u}}^*$ применяется на интервале $[t + \delta, t + 2\delta]$ и так далее. Данный способ оптимизации получил название управления с удаляющимся горизонтом прогноза. Общая схема алгоритма управления с удаляющимся горизонтом приведена на рис. 3.

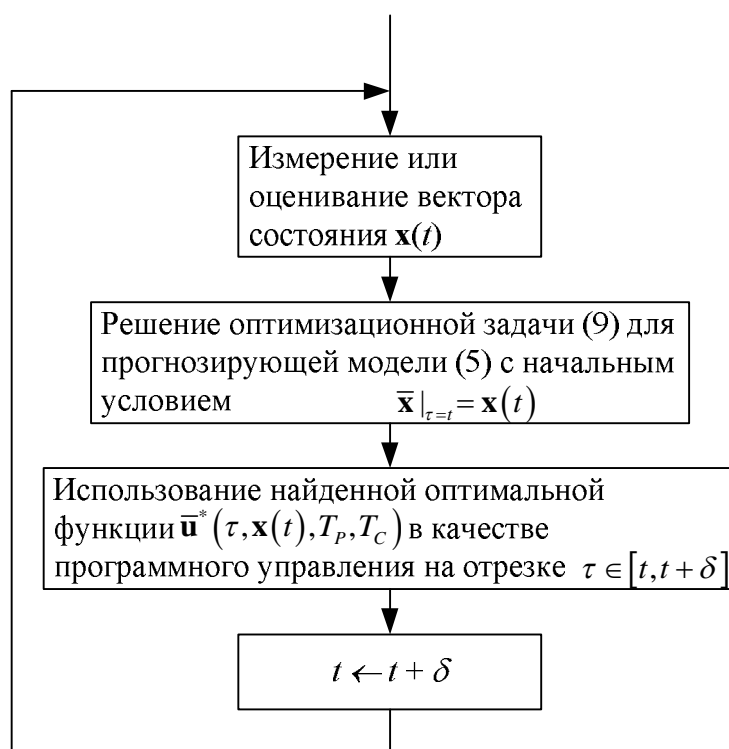


Рисунок 3 – Алгоритм управления с удаляющимся горизонтом

Указанная схема управления с предсказанием имеет следующие особенности [4]:

- 1) в качестве прогнозирующей модели можно использовать систему нелинейных обыкновенных дифференциальных уравнений;
- 2) подход позволяет учитывать ограничения, которые наложены как на управляющие переменные, так и на компоненты вектора состояния;
- 3) подход предусматривает минимизацию функционала, характеризующего качество процесса управления, в режиме реального времени;

4) для управления с предсказанием необходимо, чтобы текущее состояния объекта непосредственно измерялось или оценивалось;

5) предсказанное поведение динамического объекта в общем случае будет отличаться от его реального движения;

6) для работы в реальном масштабе времени необходимо, чтобы решение оптимизационной задачи осуществлялось достаточно быстро, в пределах допустимого запаздывания;

7) непосредственная реализация рассмотренной стратегии управления не гарантирует устойчивости движения объекта по Ляпунову, что требует принятия специальных мер по ее обеспечению.

Выводы и направления дальнейших исследований.

Как подчеркивается в [5], в современной теории автоматического управления наблюдается тенденция перехода от синтеза алгоритмов (законов) управления на стадии проектирования системы («offline»-реализация) к синтезу управлений в процессе функционирования («online»-реализация). Под синтезом управлений в реальном времени понимается синтез законов или алгоритмов управления, осуществляемый на основе оптимизации практически одновременно с формированием самих управляющих воздействий. Этот подход получает все большее распространение в связи с постоянным ростом вычислительной мощности микропроцессорных устройств и минимизацией инерционности датчиков. Это делает МПУ принципиально возможным для применения в электромеханических системах и силовой электронике [6]. В то же время наблюдается повышенный интерес к проблеме снижения вычислительных затрат на реализацию МПУ [7].

Применительно к электромеханическим системам и, в частности, к выбранному объекту управления, можно указать на следующие основные проблемы, имеющие место при синтезе алгоритма управления, решение которых делает возможной «online»-реализацию алгоритма МПУ:

1) максимальное упрощение прогнозирующей модели для возможности ее быстрого численного интегрирования в режиме реального времени;

2) минимизация горизонтов управления и прогноза;

3) минимизация множества допустимых управлений Ω_U .

Вместе с этим качественная работа системы управления не возможна без удовлетворения следующих основных требований:

1) обеспечение астатизма системы по задающему воздействию;

2) обеспечение астатизма системы по возмущающему воздействию.

Рассматриваются особенности применения математического и алгоритмического аппарата теории прогнозирующего управления к проблеме управления асинхронным электродвигателем с короткозамкнутым ротором. Приведена постановка обобщенной нелинейной задачи модельного прогнозирующего управления.

The particularities of use of mathematical and algorithmic fundamentals of the theory of predictive control to a problem of control of asynchronous AC motor are considered. A formulation of common nonlinear MPC problem to the case of AC motor control is implemented.

Библиографический список.

1. Козаченко В.Ф. Основные тенденции развития встроенных систем управления двигателями и требования к микроконтроллерам. // *Chip News*. - 1999. - №1(34). - С.2-9.

2. Morari, M. and J.H. Lee "Model Predictive Control: Past, Present and Future," *Computers and Chemical Engineering*, 23, 667-682 (1999).

3. Проектирование систем управления / Г.К. Гудвин, С.Ф. Гребен, М.Э. Сальгадо. – М.: БИНОМ. Лаборатория знаний, 2004. – 911 с.

4. Веремей Е.И., Еремеев В.В., Сотникова М.В. *Model Predictive Toolbox – оптимальные и робастные системы управления: Пособие.* – Internet: <http://matlab.exponenta.ru/modelpredict/index.html>, Челябинск, 2002.

5. *Справочник по теории автоматического управления / Под ред. А.А. Красовского.* – М.: Наука. Гл. ред. физ.-мат. лит., 1987. – 712 с.

6. Geyer, T. and G. Papafotiou. *Direct Torque Control for Induction Motor Drives: A Model Predictive Control Approach based on Feasibility.* In Morari, M. and L. Thiele (editors): *Hybrid Systems: Computation and Control*, volume 3414 of *Lecture Notes in Computer Science*, pages 274–290. Springer-Verlag, 2005.

7. Grieder P. and Morari M. *Complexity Reduction of Model Predictive Control // In the Proceedings of the IEEE Conference on Decision and Control 2003, Maui, Hawaii.*

УДК 621.313.333

*Канд. техн. наук, доцент Галиновский А.М.
канд. техн. наук, доцент Анпилогов Н.Г.
(НТУУ «КПИ»)
научный сотрудник Ленская Е.А.
(НПО «ТЭМП», г. Киев, Украина)*

ПУСК БЕСКОНТАКТНОГО АСИНХРОНИЗИРОВАННОГО ДВИГАТЕЛЯ ПО МЕТОДУ ПРОТИВОВКЛЮЧЕНИЯ ОБМОТОК РОТОРА

Наведені результати теоретичних та експериментальних досліджень параметрів асинхронного двигуна з противключенням обмоток ротора, отримані залежності, які описують пускові характеристики асинхронного двигуна з різними додатковими коефіцієнтами трансформації та різними коефіцієнтами зв'язку складових частин обмоток ротора по потокам розсіювання.

Проблема и ее связь с научными и практическими задачами.

В настоящее время электромеханики ведущих стран мира уделяют огромное внимание проблеме энергосбережения, что связано с значительным ростом цен на энергоносители. Важнейшим направлением в решении этой проблемы является широкое внедрение регулируемого электропривода.

Несмотря на большую потребность в регулируемом электроприводе его внедрение на Украине проводится низкими темпами. В основном разработка регулируемого электропривода ведется в направлении сочетания преобразователя частоты (ПЧ) и асинхронного двигателя (АД) с короткозамкнутым ротором. Это направление имеет существенный недостаток: ПЧ должны иметь по меньшей мере такую же мощность, как и АД. В то же время удельная стоимость ПЧ в несколько раз выше удельной стоимости АД, подобные агрегаты дорогие. Особо дорогие агрегаты с высоковольтными двигателями. Поэтому перспективно широкое внедрение асинхронизированных двигателей (АСД) с ПЧ в роторной цепи. При ограничении диапазона регулирования необходимая мощность ПЧ существенно снижается, что снижает стоимость агрегата в целом. Особенно перспективным является внедрение бесконтактных асинхронизированных двигателей (БАСД) для механизмов с вентиляторной характеристикой.

Анализ исследований и публикаций. Анализ отечественных и зарубежных исследований и разработок показывает, что большое внимание уделяется вопросам совершенствования регулируемого электропривода на базе асинхронизированных машин (машин двойного питания) с контактными кольцами [1-3]. Требуемый диапазон регулирования частоты вращения в рабочем диапазоне электроприводов насосных и вентиляторных установок составляет около 15 – 25 % от номинальной скорости [1, 3, 4]. Проводятся разработки вращающихся электромашинно-вентильных преобразователей (ЭМВП) бесконтактных асинхронизированных генераторов [5]. Применение подобных ЭМВП в БАСД практически возможно только при разработке бесконтактных устройств пуска.

Одним из известных методов пуска АД с фазным ротором является пуск с противовключением обмоток ротора [6]. Каждая фаза обмотки ротора делится на две (или больше) части, которые при пуске двигателя соединяются одна с другой таким образом, что электродвижущие силы (ЭДС), индуцированные в этих частях обмотки, вычитаются. Вычитаются также намагничивающие силы, благодаря чему величина пускового тока статора снижается вплоть до номинального. При этом возрастает пусковой момент АД.

Метод противовключения предложен в 1894 г. профессором Гергесом (Германия). Предложены две пусковые схемы. В одной из них (рис. 1,а) две неравные части обмотки (1 и 2) одной фазы лежат в общих пазах. Наводимые в этих частях обмоток ЭДС вычитаются друг из друга арифметически. В другой схеме (рис. 1,б) две части обмоток имеют одинаковые числа витков, но при этом части обмотки расположены в разных пазах. Поэтому ЭДС двух частей обмоток вычитаются геометрически. При достижении ротором АД определенной частоты вращения две части обмоток замыкаются контактами 3 (рис. 1,а,б). На рис. 1,с приведена схема академика Шенфера (Россия). В этой схеме фазная обмотка разделяется на несколько частей.

Рассмотренные схемы противовключения обмоток роторов АД находили сравнительно большое применение для двигателей средней мощности (до 100 кВт) с волновыми обмотками ротора.

В настоящее время разработаны новые схемы противовключения обмоток АД. Одна из них [7] показана на рис. 1,д, где 4 – вращающийся преобразователь частоты. Две трехфазные обмотки сдвинуты по поверхности ротора.

Принципиальное отличие новых схем противовключения обмоток ротора АД состоит в том, что в известных схемах (рис. 1, а – с) шунтирующие ключи разомкнуты при пуске и замкнуты при работе. Они должны быть рассчитаны на длительный режим работы с учетом воз-

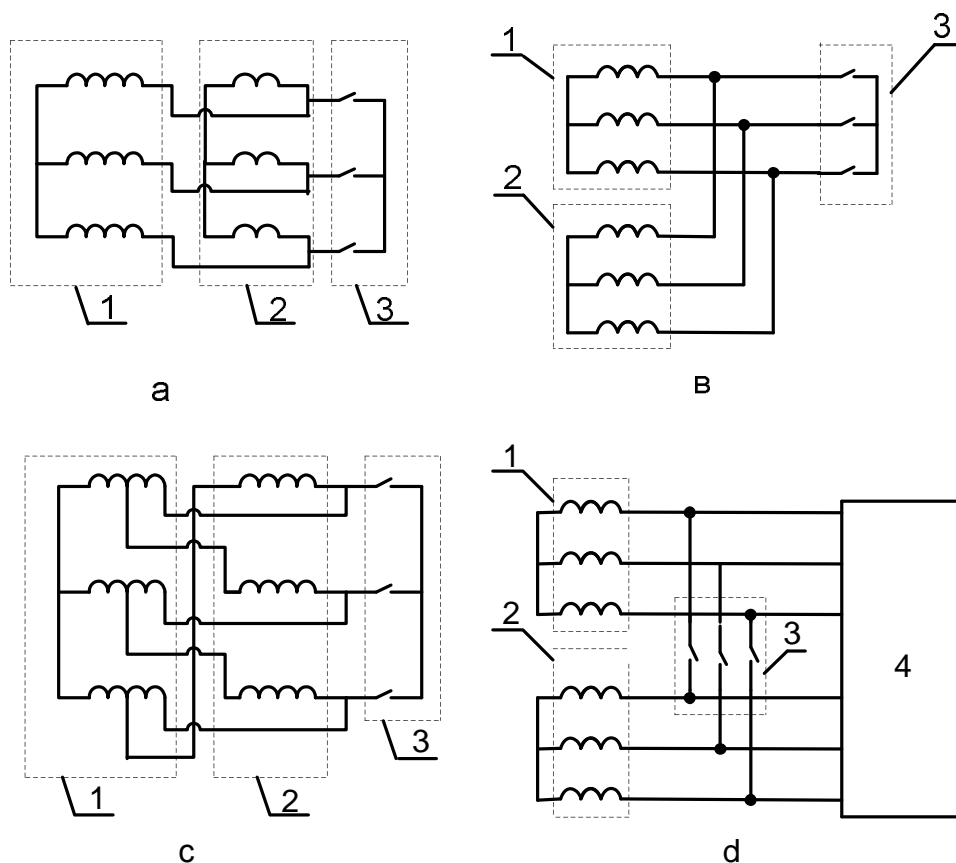


Рисунок 1– Схемы противоключения обмоток ротора АД

можных перегрузок по току. Эти схемы применимы только для пуска АД и не могут быть применены в регулируемом по частоте вращения приводе введением в обмотку ротора ЭДС частоты скольжения. В таких схемах пусковой ток ротора в несколько раз превышает номинальную величину и не регулируется в процессе пуска. В новых схемах противоключения ключи замкнуты кратковременно только на время пуска и разомкнуты во время рабочего режима. Поэтому пусковое устройство рассчитывается на кратковременный режим.

В литературе отсутствует информация о методике расчета параметров и пусковых характеристик АД с противоключением обмоток ротора.

Постановка задачи. Выполнить теоретические и экспериментальные исследования изменения параметров АД с противоключением частей обмоток ротора в зависимости от коэффициента связи частей обмоток ротора по потокам рассеяния. Исследовать пусковые характеристики АД с разной степенью противоключения обмоток ротора.

Изложение материала и его результаты. Блок-схема БАСД показана на рис. 2, где: 1 – АД с фазным ротором; 2 – синхронный возбудитель; 3 – управляющая машина; 4 – вращающийся ПЧ; 5 – блок сиг-

налов управления; 6 – датчики тока ротора; 7 – регулятор возбуждения; 8, 9 – выключатели; 10 – вращающаяся часть. Обмотка статора двигателя 1 подключена к сети через выключатель 8. Многофазная обмотка ротора двигателя через преобразователь 4 подсоединена к роторным обмоткам возбудителя 2. Сигналы управления на тиристоры преобразователя 4 подаются с выхода блока 5, входы которого подключены к роторным обмоткам управляющей машины 3 и к датчикам тока ротора двигателя 6. Регулятор возбуждения 7 подсоединен к сети через выключатель 9. К регулятору подключены обмотка возбуждения возбудителя 2, статорные обмотки управляющей машины 3 и выходы датчиков частоты вращения, тока статора двигателя, напряжения сети и др. На обмотку статора управляющей машины подается напряжение частоты сети.

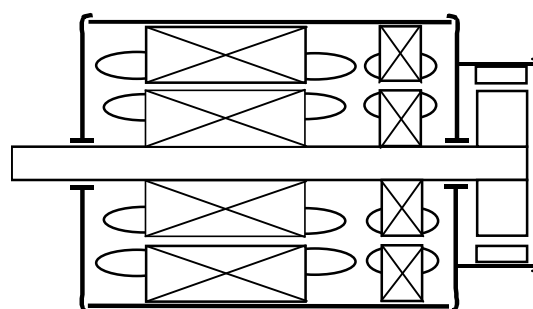
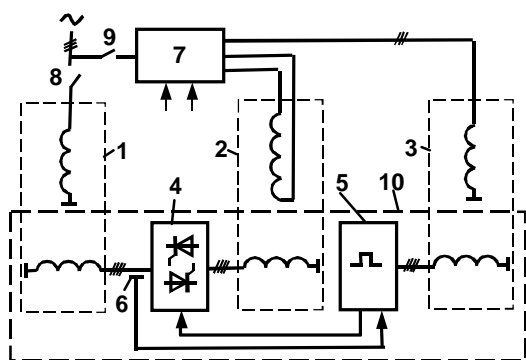


Рисунок 2 – Блок-схема БАСД Рисунок 3 – Конструкция БАСД

Пуск без нагрузки АД осуществляется пусковым устройством. При достижении определенной частоты вращения АД обмотка ротора двигателя отключается от пускового устройства и подключается к ПЧ.

Регулирование частоты вращения БАСД проводится изменением тока возбуждения возбудителя и фазы напряжения на статорной обмотке управляющей машины.

АД и синхронный возбудитель расположены в одном корпусе (рис. 3). Устройство пуска, ПЧ, управляющая машина и блок питания расположены в торцевой части агрегата.

На рис. 4 показана схема замещения АД с противовключением обмоток ротора, общая для рабочего и пускового режимов. На схеме: r_1 и x_1 – активное сопротивление и индуктивное сопротивление рассеяния первичного контура; r_2 и x_2 – активное сопротивление и индуктивное сопротивление рассеяния вторичного контура, приведенные к первичной обмотке; r_m и x_m – активное и индуктивное сопротивления намагни-

чивающего контура; s – скольжение. В пусковом режиме ключ K разомкнут, в рабочем режиме – замкнут.

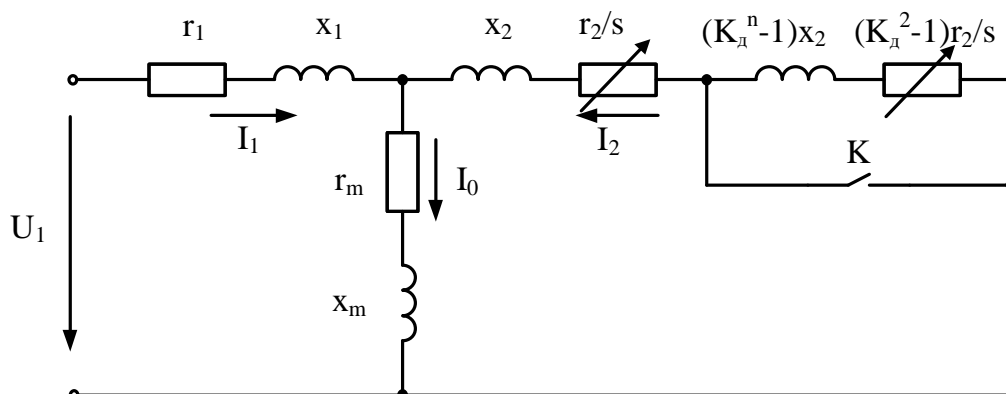


Рисунок 4 – Схема замещения АД

Коэффициент трансформации в пусковом режиме $K_{тп} = K_r \cdot K_d$, где K_r - коэффициент трансформации рабочего режима, K_d – дополнительная составляющая коэффициента трансформации, учитывающая противовключение обмоток ротора. При изменении K_d изменяются параметры схемы замещения в режиме пуска.

Величина приведенного активного сопротивления вторичного контура при противовключении увеличивается пропорционально K_d^2 . Величина приведенного индуктивного сопротивления рассеяния вторичного контура при противовключении зависит от степени взаимосвязи составных частей обмоток по потокам рассеяния. Если индуктивное сопротивление рассеяния вторичного контура при противовключении уменьшается в K_d^2 раз (первый предельный случай), то величина индуктивного сопротивления рассеяния, приведенная к первичной обмотке, остается без изменения. Если индуктивное сопротивление рассеяния вторичного контура при противовключении уменьшается в K_d раз (второй предельный случай), то величина этого сопротивления, приведенная к первичной обмотке, увеличивается в K_d раз. В общем случае приведенная величина индуктивного сопротивления рассеяния вторичного контура при противовключении (рис. 4) изменяется пропорционально величине K_d^n , где показатель степени $n = 0 - 1$.

Первый предельный случай изменения индуктивного сопротивления рассеяния вторичного контура возможен при схеме противовключения по рис. 1,а. Для подтверждения этого положения проведены исследования макета АД, изготовленного на базе двигателя АК52-4 мощностью 4,5 кВт. В макете первичная обмотка расположена на роторе, вторичная – на статоре. На статоре три однослойные трехфазные обмот-

ки с диаметральной шагом расположены в одних и тех же пазах. Сторона катушки каждой обмотки расположена по всей высоте паза и занимает 1/3 его ширины. Одинаково расположение трех обмоток и в лобовых частях. Проведены испытания АД без противовключения и с противовключением обмоток ротора. При испытании без противовключения три обмотки соединялись последовательно. Величины активных сопротивлений и сопротивлений рассеяния первичной и вторичной обмоток, Ом: $r_1 = 0,81$; $r_2 = 1,155$; $x_1 = 0,6$; $x_2 = 1,22$. Сопротивление намагничивающего контура с первичной стороны $x_{m1} = 20,01$ Ом, со вторичной стороны $x_{m2} = 52,71$ Ом. Коэффициент трансформации $K_T = 0,623$.

При противовключении одна обмотка вторичного контура включалась встречно. Коэффициент трансформации увеличивался в 3 раза, $K_d = 3$. В таблице 1 приведены параметры короткого замыкания (КЗ) макета АД, рассчитанные по экспериментальным данным (опыт) и по схеме замещения АД (расчет). Параметры приведены при питании АД со стороны ротора и статора для разных схем обмоток ротора: а – схема без противовключения, б - схема с противовключением. При расчете по схеме замещения принято $n = 0$, $K_d^n = 1$.

Таблица 1 – Сопоставление параметров КЗ макета АД

Схема обмотки	Сторона питания	Ротор		Статор		
		параметры	$r_{к1}$, Ом	$x_{к1}$, Ом	$r_{к2}$, Ом	$x_{к2}$, Ом
а	опыт		1,235	1,077	3,103	2,754
	расчет		1,238	1,072	3,121	2,797
б	опыт		4,074	1,969	1,396	0,309
	расчет		4,449	1,946	1,373	0,309

Практическое совпадение величин $x_{к1}$ и $x_{к2}$, полученных экспериментальным и расчетным путями, показывают реальную возможность построения АД с противовключением обмоток роторов при изменении индуктивного сопротивления рассеяния пропорционально квадрату изменения обмоточного коэффициента.

Второй предельный случай изменения индуктивного сопротивления рассеяния вторичного контура близок к случаю расположения трех

катушек одной катушечной группы в трех рядом лежащих пазах. При противовключении одна катушка включается встречно.

Исследуем пусковые характеристики АД при изменении величины K_d для двух предельных случаев изменения индуктивного сопротивления рассеяния вторичного контура. Используем каталожные данные АД типа 4АНК-160 мощностью 14 кВт [8]. Параметры Т-образной схемы замещения АД в рабочем режиме, о.е.: $r_1 = 0,046$; $r_2 = 0,058$; $x_1 = 0,079$; $x_2 = 0,094$; $x_m = 3,1$. Максимальный момент $M_m = 3,0$, критическое скольжение $s_k = 0,33$.

Расчет характеристик проводим по общеизвестным формулам [9] с учетом изменения обмоточного коэффициента и параметров вторичного контура при противовключении обмоток. Добавочным нижним индексом «1» обозначим величины для первого предельного случая, а индексом «2» - для второго предельного случая.

Для первого предельного случая при $K_d = var$ максимальный момент $M_{m1}(K_d) = M_m = 3,0 = const$. Для второго предельного случая

$$M_{m2}(K_d) = \frac{r_1 + \sqrt{r_1^2 + (x_1 + c \cdot x_2)^2}}{r_1 + \sqrt{r_1^2 + (x_1 + c \cdot x_2 \cdot K_d)^2}} \cdot M_m, \quad (1)$$

где $c = 1 + x_1 / x_m$. Критические скольжения:

$$s_{m1}(K_d) = \frac{c \cdot r_2 \cdot K_d^2}{\sqrt{r_1^2 + (x_1 + c \cdot x_2)^2}}; \quad s_{m2}(K_d) = \frac{c \cdot r_2 \cdot K_d^2}{\sqrt{r_1^2 + (x_1 + c \cdot x_2 \cdot K_d)^2}}. \quad (2)$$

Пусковые моменты:

$$M_{n1}(K_d) = \frac{((2 + s_{m1}(K_d)) \cdot a(K_d)) \cdot M_{m1}(K_d)}{s_{m1}(K_d) + s_{m1}(K_d) \cdot a(K_d) + 1/s_{m1}(K_d)};$$

$$M_{n2}(K_d) = \frac{((2 + s_{m2}(K_d)) \cdot a(K_d)) \cdot M_{m2}(K_d)}{s_{m2}(K_d) + s_{m2}(K_d) \cdot a(K_d) + 1/s_{m2}(K_d)}, \quad (3)$$

где $a(K_d) = 2 \cdot r_1 / (c \cdot r_2 \cdot K_d^2)$.

На рис. 5 показаны зависимости расчетных величин АД от коэффициента K_d , о.е.: a - максимальные M_{m1} , M_{m2} и пусковые M_{n1} , M_{n2} моменты; b - токи ротора I_{21} , I_{22} и токи ротора \dot{I}_{21} , \dot{I}_{22} , приведенные к обмотке статора; c - токи статора I_{11} и I_{12} ; d - результирующая ЭДС воздушного зазора E_δ , результирующая ЭДС обмотки ротора при проти-

вовключения и скольжении $s = 1$, приведенная к обмотке статора, $E'_{\delta\Pi}$, расчетная мощность пускового устройства $S_{2\Pi}$.

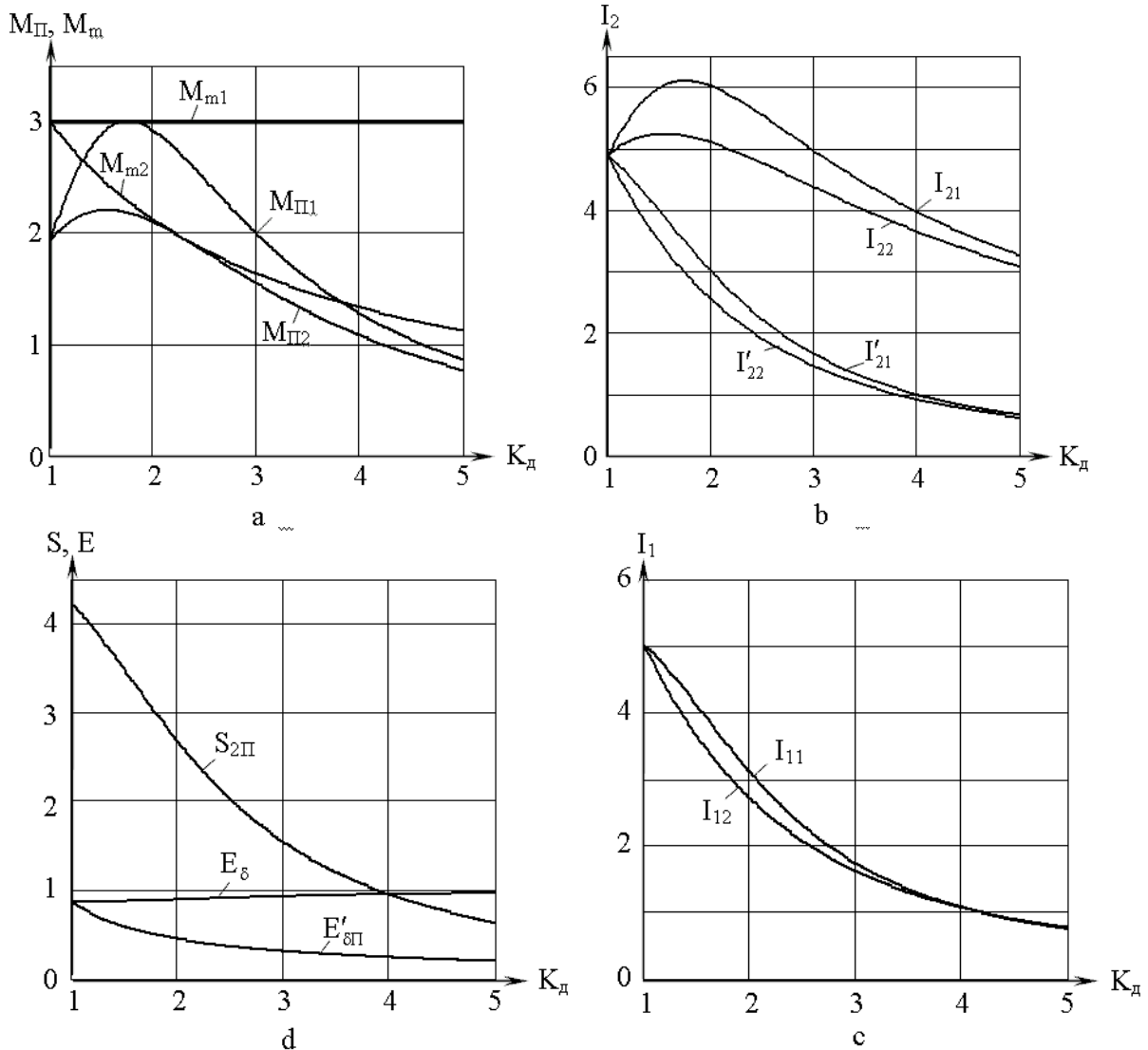


Рисунок 5 – Расчетные величины АД в зависимости от величины K_d

На рис. 6 показаны механические характеристики (а) и изменение токов ротора от скольжения (б) при разных величинах K_d для первого предельного случая. Дополнительные нижние индексы соответствуют величинам коэффициента K_d .

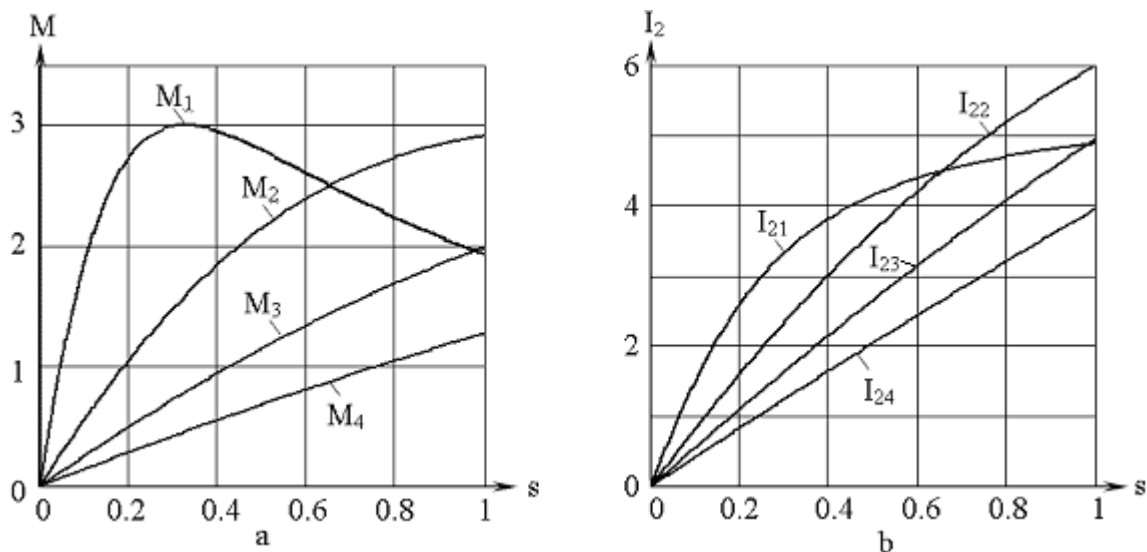


Рисунок 6 – Электромагнитный момент и токи АД при разном K_d

Анализ результатов исследований показывает, что при небольшом увеличении коэффициента K_d ток ротора АД может быть больше тока при пуске без противовключения. Наибольшая величина пускового тока ротора наблюдается в первом предельном случае изменения сопротивления рассеяния обмотки ротора. С увеличением K_d пусковой ток ротора, приведенный к обмотке статора, существенно уменьшается, что приводит к уменьшению пускового тока статора. При пуске ненагруженного АД пусковой ток статора может быть меньше номинальной величины. Меньше номинальной может быть и расчетная величина пускового устройства, что обусловлено уменьшением тока и результирующей ЭДС обмоток ротора при противовключении.

С увеличением K_d механическая характеристика АД становится устойчивой на диапазоне скольжения $s = 0 - 1$. В пусковом устройстве могут быть применены тиристорные коммутаторы с регулированием угла управления тиристорами [10], что позволяет плавно изменять частоту вращения АД, ограничивая ток ротора величиной, близкой к номинальной. Согласно рис. 6 при $K_d = 3$ и $s = 1$ ток ротора $I_{23} \approx 5$, пусковой момент $M_3 \approx 2$. Возможно уменьшение тока ротора до величины близкой номинальной. При этом пусковой момент $M_{\Pi} \approx 0.4$, возможен запуск ненагруженного АД, существенно уменьшается мощность пускового устройства и величина тока статора.

Испытания АД типа АК-60-4 с противовключением обмоток ротора подтвердили теоретические положения.

Выводы и направление дальнейших исследований.

Теоретические и экспериментальные исследования АД с противовключением обмоток ротора показывают высокие технико-экономические показатели новых пусковых устройств. Пусковые уст-

ройства отличаются простотой технического решения, технологичностью, малой стоимостью, адаптацией к конструкции БАСД с вращающимися преобразователями, работающими в ограниченном диапазоне изменения частоты вращения. Новые схемы пуска АД могут быть применены в стартер - генераторных и других установках.

Актуальным является ускорение работ по разработке опытно-промышленных образцов БАСД, их серийное внедрение.

Значительная часть вентиляционных установок Донбасса работает с выходной мощностью порядка 40 – 60 %. Большая часть мощности теряется на «задвигках». При замене высоковольтных синхронных двигателей на БАСД экономический эффект может быть достигнут за счет уменьшения расхода электроэнергии, улучшения технологического режима, уменьшения пусковых токов двигателей и увеличения срока службы агрегатов.

Приведены результаты теоретических и экспериментальных исследований параметров асинхронных двигателей с противовключением обмоток ротора, получены зависимости, описывающие пусковые характеристики асинхронного двигателя с разными добавочными коэффициентами трансформации и разными коэффициентами связи составных частей обмоток ротора по потокам рассеяния.

The results of theoretical and experimental researches of parameters of induction motor with the opposition plugging windings of rotor are presented the dependences, which describe starting descriptions of induction motor with different additional coefficients of transformation and different coefficients of communication of component parts of rotor windings to the streams of dispersion are getting.

Библиографический список.

1. Онищенко Г.Б., Локтева И.Л. Асинхронные вентиляционные каскады и двигатели двойного питания. М.: «Энергия», 1979. – 200 с.

2. Шакарян Ю.Г. Асинхронизированные синхронные машины. М.: «Энергоатомиздат», 1984. – 192 с.

3. Патент України: 75192 С2, Н02Р 27/04. Комбінований спосіб пуску електричної машини змінного струму / О.М.Галиновський, О.О.Ленська.

№ 2004031885; Заявл. 15.03.2004; Опубл. 15.03.2006. Бюл. № 3. – 8 с.

4. Лезнов Б.С. Экономия электроэнергии в насосных установках. М.: Энергоатомиздат, 1991. – 144 с.

5. Галиновский А.М., Ленская Е.А., Эрхард Айхофер. Новые разработки по бесконтактным синхронным и асинхронизированным машинам. Новини енергетики, №5, 2003. – С. 285 – 286.

6. Шенфер К.П. Асинхронные машины. М.-Л. Гос. Издат., 1929. – 457 с.
7. Клюк Б.А., Подлесный А.М., Галиновский А.М., Новиков А.В. Асинхронизированный стартер-генератор газокompрессорных станций. Проблемы автоматизированного электропривода. Теория и практика: вестник ХППУ. Спец. выпуск, Харьков, ХППУ, 1998. – С.285–286.
8. Кравчик А.Э., Шлаф М.М., Афонин В.И., Соболенская Е.А. Асинхронные двигатели серии 4А: Справочник/ - М.: Энергоиздат, 1982. – 504 с.
9. Иванов-Смоленский А.В. Электрические машины. В 2-х т. Том 1: Учебник для вузов. – 2-е изд., перераб. И доп.-М.: Издательство МЭИ, 2004. – 652 с.
10. Герасимьяк Р.П. Тиристорный электропривод для кранов. М.: Энергия, 1978. – 112 с.

УДК 621.3.064

*Ст. наук співробітн. Ламанов С.Л.,
Канд. техн. наук, провідн. наук. співробітн. Комісаренко О.І.,
Канд. техн. наук, доцент Комаревцева Л.М.,
Студ. Кушнір О.В.
(ДонДТУ, м. Алчевськ, Україна)
Ст. виклад. Поляченко О.Ю.
(СНУ ім. Даля, м. Луганськ, Україна)*

ДОСЛІДЖЕННЯ СХЕМ КОМУТАЦІЇ З ВІДОКРЕМЛЕННЯМ ДЖЕРЕЛА ЖИВЛЕННЯ

Проведено порівняння різних схем гібридних комутаційних апаратів, що реалізують відділення джерела живлення у період комутації. Показано, які прості схемні рішення гібридних комутаційних апаратів ефективно обмежують енерговиділення від джерела живлення у період комутації.

Проблема та її зв'язок із науковими та практичними задачами. Перспективним напрямком у рішенні проблеми гасіння дуги в контактних електричних апаратах (ЕА) є створення гібридних комутаційних апаратів, що дозволяють об'єднати позитивні якості контактних і безконтактних ЕА. Широке впровадження гібридних ЕА постійного струму стримується їхньою складністю й утратою деяких цінних властивостей, характерних для контактних ЕА. Звичайно, чим більш інтенсивно гаситься дуга в гібридному апараті, тим він складніше. Основною перевагою таких гібридних апаратів є те, що їх електрична зносостійкість близька до механічної. Проте збільшення зносостійкості шляхом значного ускладнення напівпровідникової схеми ЕА, основою якого все-таки є механізм, вочевидь, не завжди виправдано, тому при їхній розробці варто шукати оптимальні рішення.

Аналіз досліджень і публікацій. Проведені теоретичні дослідження показують, що у силовому ланцюзі постійного струму, який вимикається, з послідовним з'єднанням активно-індуктивного навантаження, комутуючого ЕА і джерела живлення (ДЖ) за час комутації крім запасу електромагнітної енергії, що розсіюється, виділяється велика кількість енергії від ДЖ [1]. Дослідження показують, що кількість енергії, що надходить від ДЖ можна істотно скоротити, якщо поліпшити форму кривої спадання струму $i(t)$ в ланцюзі [2]. Можливості поліпшення інте-

гральних характеристик процесу відключення вичерпуються реалізацією оптимального процесу комутації. Однак, навіть при оптимальній формі кривої $i(t)$, у ланцюг надходить значна кількість енергії ДЖ, особливо при обмеженнях на рівень комутаційних перенапруг.

Постановка задачі. Таким чином, в послідовному ланцюзі неможливо домогтися різкого зниження енерговиділення в дузі відключення шляхом незначних змін конструкції й параметрів дугогасильного пристрою, які поліпшують форму $i(t)$. Навіть після реалізації оптимального процесу залишається значний резерв для поліпшення параметрів за рахунок зниження енергії ДЖ. Цей резерв не можна використати в послідовному ланцюзі.

Подальше поліпшення характеристик процесу відключення може бути досягнуто застосуванням схемних рішень. Тому була поставлена задача дослідити можливості різних схемних рішень гібридних ЕА з метою порівняння їхньої ефективності і вибрати напрямок подальшого поліпшення характеристик процесу відключення шляхом розробки нових схем комутації й конструкцій ЕА.

Виклад матеріалу і його результати. У практиці експлуатації ЕА постійного струму низької напруги на середні й великі струми часто еквівалентна індуктивність джерела живлення $L_{ДЖ}$ несумірно мала в порівнянні з індуктивністю навантаження L_H :

$$L_{ДЖ} \ll L_H, \quad (1)$$

У цьому випадку, при однаковому для навантаження і ДЖ рівні комутаційних перенапруг, тобто, коли

$$L_{ДЖ} \frac{di_1}{dt} = L_H \frac{di_2}{dt}, \quad (2)$$

з урахуванням (1) можна записати:

$$\frac{di_1}{dt} \gg \frac{di_2}{dt}, \quad (3)$$

де i_1 – струм у ланцюзі ДЖ; i_2 – струм у ланцюзі навантаження.

На основі (3) можна зробити наступний висновок. Якщо схемними рішеннями створити умови, при яких струм i_2 в індуктивному навантаженні може існувати незалежно від струму i_1 у ланцюзі ДЖ, то струм i_1 можна переривати (відсікати) раніш, ніж відбудеться спадання струму у навантаженні до нуля. При цьому, надходження енергії ДЖ у ланцюг, що відключається, буде тим меншим, чим швидше відбудеться відсічення i_1 . Таким чином, можна практично цілком виключити енерговиділення від ДЖ і тим самим значно поліпшити характеристики процесу відключення.

Існуючі схеми гібридних апаратів, які дозволяють відокремлювати ДЖ, можна розподілити на дві групи. До першої групи відносяться апарати із шунтуванням тільки навантаження, до другого – із шунту-

ванням навантаження й контактів. Аналізу таких схем присвячене значне число літературних джерел [3], тому нижче наведено тільки короткі характеристики основних рішень із позиції можливості реалізації ними найбільш ефективного відокремлення ДЖ. Розглянуті схеми і типові осцилограми процесів відключення ними ланцюгів наведено на малюнках. Позначення кривих струмів на осцилограмах відповідають позначенням на схемах, моменти початку та закінчення комутації позначено як t_0 та t_K відповідно, момент відділення ДЖ – як t_1 .

Найпростішу схему, що відноситься до першої групи, наведено на рисунку 1а.

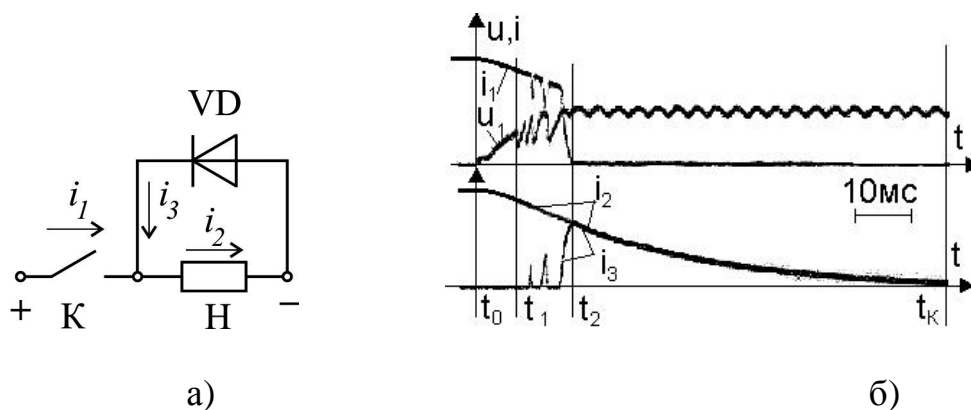


Рисунок 1 – Схема комутації з шунтуванням навантаження діодом (а), та осцилограми струмів у гілках і напруги на контактах (б)

Схема містить контакти К та діод VD, який включений назустріч ДЖ паралельно навантаженню Н. Принцип її дії оснований на тому, що коли при вимиканні напруга u_1 (рис.1б) на контактах досягає рівня напруги джерела живлення, ЕРС самоіндукції навантаження відкриває діод VD, дуга на контактах гасне, струм i_1 з боку ДЖ переривається, а залишок енергії запасеної у навантаженні розсіюється на активному опорі навантаження. Основною перевагою схеми є її простота, відсутність комутаційних перенапруг. Крім того, глибина комутації цього гібридного апарату така ж, як і у базового контактного апарату, тому що схема забезпечує видимий розрив ланцюга. До недоліків схеми відноситься великий час відключення навантаження t_K (на осцилограмі мал.1,б - близько 82мс). Для зменшення цього часу застосовують додаткові лінійні і нелінійні елементи, що розсіюють енергію, але це ускладнює схему, збільшує вагу, габарити й вартість апарату, при цьому зводиться нанівець основна її перевага - простота. Дану схему не можна застосовувати в деяких складних схемах комутації, наприклад, із реверсом навантаження. Нарешті, якщо шунтування навантаження діодом застосовувати в сполученні зі звичайними серійними комутаційними апаратами, її

ефективність незначна. На осцилограмі видно, що з моменту початку комутації t_0 і до моменту першої спроби відділення ДЖ t_1 пройшло близько 10мс і потім, до моменту остаточного відсічення ДЖ у момент t_2 , ще близько 7мс. Для збільшення ефективності роботи схеми мал.1а необхідна зміна конструкції й параметрів дугогасильного пристрою.

Найбільш ефективно вирішують задачу відсічення ДЖ гібридні апарати другої групи. Розроблено ряд схем гібридних апаратів, що здійснюють відділення ДЖ з наступним розсіюванням енергії в дузі відключення, яка є найбільш компактним розсіюючим елементом. На малюнку 2 показано схему ємнісної системи комутації [4] на базі двополюсного апарату і типова осцилограма процесу відключення ланцюга апаратом із такою схемою.

Схема містить головні контакти базового апарату $K1$ і $K2$, тиристор VS і блок керування ним $БК$, конденсатор C , зарядний резистор $R1$ і діод VD . Схема працює таким чином. Коли контакти $K1$ і $K2$, замикаються, тиристор VS закритий і конденсатор C в ланцюзі ”+“- $K1$ - C - $R1$ -”-” заряджається до рівня напруги джерела живлення. Після заряду конденсатора схема готова до відключення. При відключенні, головні контакти $K1$ і $K2$ розмикаються і відразу ж $БК$ подає імпульс на відкриття VS . Попередньо заряджений конденсатор C при цьому розряджається на дугу, що виникла на $K1$. Оскільки струм розряду конденсатора спрямовано зустрічно струму дуги, відбувається її гасіння таким чином досягається відокремлення ДЖ. Електромагнітну енергію навантаження розсіює контур “ $H, VD, K2$ ”, при цьому основна її частка згасає на дузі, що горить на $K2$. Типова осцилограма показує, що процес комутації триває близько 15мс, а відділення ДЖ трапляється через 1,6мс після розмикання контактів.

Перевагами схеми є: практично повна відсутність енерговиділення від ДЖ; швидке розсіяння енергії електромагнітного поля на дузі відключення; можливість застосування такої схеми як додатка до серійних апаратів практично без їхньої переробки.

До недоліків схеми варто віднести: складність; відсутність повної гальванічної розв'язки ланцюга навантаження; використання, як базового, двополюсного апарату, що не завжди виправдано; необхідність підготовчого етапу для зарядки конденсатора.

Недоліки схеми рис.2 усунуті в схемі рис.3. Схема працює таким чином. При замкнутому стані контактів 1 і 4 по ланцюгу “+”, 1, 4, $R2, C, R1, -$ ” конденсатор C заряджається до рівня напруги джерела живлення.

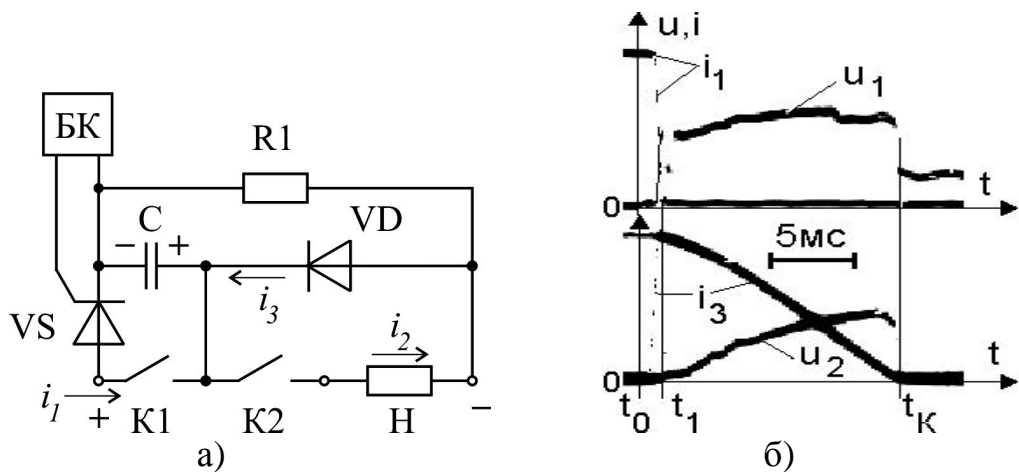


Рисунок 2 – Схема гібридного апарату з комутуючим конденсатором і тиристором (а), та осцилограми струмів у гілках і напруги на контактах (б)

При відключенні, електрична дуга, що утворилася на контактах 1, 4 переміщується в дугогасильну камеру 5 з двома електродами 2 і 3. При розділенні дуги на електродах, дуга в частині 2, 3 гасне, тому що конденсатор С розряджається в контурі “+С, 3, 2, –С”, створюючи при цьому струм, протилежний по напрямку до струму відключення. Тривале протікання струму у ланцюзі “+, 1, 2, С, R2, Н, –” неможливо через наявність у ньому конденсатора С. Струм у ланцюзі “+, 1, 2, R1, –” припиниться, тому що значення опору резистора R1 обирається за такої умови, щоб струм з цього ланцюга був меншим, ніж мінімальний струм дугоутворювання. Таким чином, дуга в частині 1, 2 також гасне, чим здійснюється відділення джерела живлення.

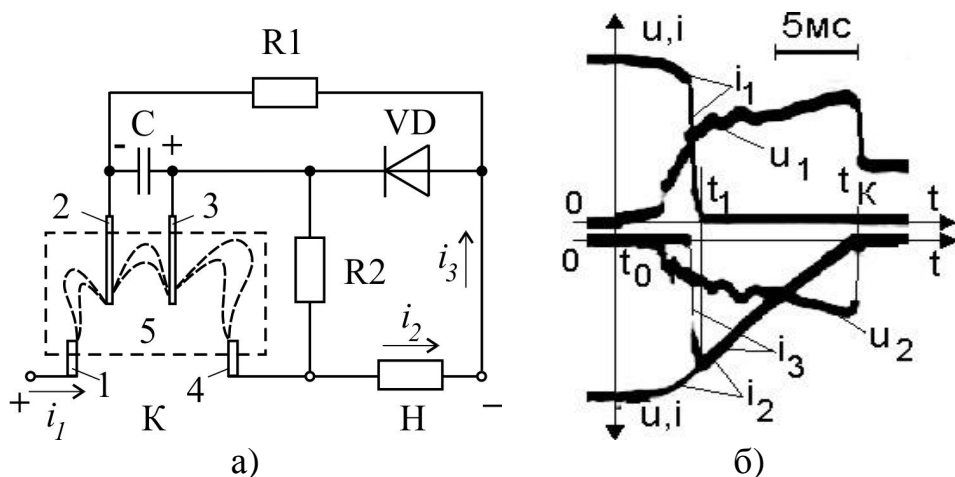


Рисунок 3 – Схема гібридного апарату з комутуючим конденсатором без тиристора (а), та осцилограми струмів у гілках і напруги на контактах (б)

При гасінні частин дуги 1, 2, 3, дією ЕРС самоіндукції навантаження буде відкрито діод VD і в ланцюгу “Н, VD, 3, 4, Н” починає протікати струм $i_3=i_2$. Гасіння частини дуги 3, 4 відбудеться після повного розсіювання енергії, яку накопичено в індуктивності навантаження. У даній схемі функцію відділення ДЖ і розсіювання електромагнітної енергії виконує один комутуючий елемент.

Перевагами схеми є: відсутність тиристора та блоку керування, розряд конденсатора відбувається автоматично, що значно спрощує схему; при розімкнутих контактах у схемі відсутній гальванічний зв'язок навантаження і ДЖ; діод не шунтує навантаження в періоди між комутаціями, що дозволяє легко використовувати гібридний апарат у складних схемах комутації; базовим апаратом є однополюсний апарат.

Основним недоліком схеми мал. 3а, у порівнянні зі схемою мал.2, є те, що відділення ДЖ у ній відбувається не відразу після початку комутації, а через більший час t_1 (на осцилограмі мал.3б $t_1 \approx 5\text{мс}$, $t_K \approx 14\text{мс}$). Цей час визначається, в основному, часом затримки дуги на контактах. За цей період встигає виділитися деяка кількість енергії ДЖ.

Проведений аналіз гібридних схем комутації з відділенням ДЖ і результати їхніх випробувань показали, що для досягнення найбільшої ефективності необхідно здійснювати наступний принцип: за мінімальний час відокремлювати ДЖ від навантаження і накопичену в навантаженні електромагнітну енергію розсіювати на електричній дузі при оптимальній формі кривої $i(t)$ [5].

Рішення поставленої задачі можна одержати при створенні гібридного апарату по схемі, зображеної на рис.4а [6], що дозволяє здійснювати відділення ДЖ без застосування комутуючого конденсатора.

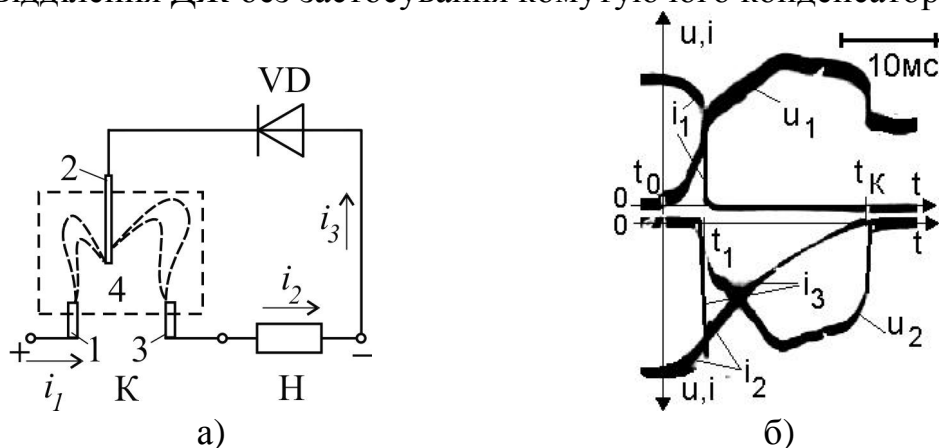


Рисунок 4. Схема гібридного апарату без комутуючого конденсатора (а), та осцилограми струмів у гілках і напруги на контактах (б)

Схема працює в такий спосіб. При розмиканні контактів К базового апарата, електрична дуга, що виникає на них, рухається в напрямку до електрода 2, який вбудовано в дугогасильну камеру 4 базового апарату. Досягнувши електрода, дуга поділяється на дві частини: 1 - 2, що горить з боку ДЖ і 2 - 3, що горить із боку навантаження. Коли під дією ЕРС самоіндукції навантаження відкривається діод VD, частина дуги 1-2 згасне і через це навантаження відокремлюється від ДЖ. Накопичена в навантаженні електромагнітна енергія розсіюється у контурі "Н, VD, 2, 3, Н" на частині дуги, що залишилася, і частково на активному опорі навантаження. Таким чином, схема дозволяє досягти відділення ДЖ і розсіювання енергії поля на дузі в одному комутуючому вузлі, так само як і в схемах із комутуючим конденсатором, але без його застосування.

Розроблена схема має такі переваги: простий устрій, вона більш надійна, оскільки відсутній комутуючий конденсатор та тиристор і блок керування ним; оскільки зріз струму в ланцюзі ДЖ відбувається з меншою швидкістю, така схема менш чутлива до наявності індуктивності ДЖ; використання (у якості базового) однополюсного апарату розширює межі застосування схеми; у гібридному апараті збережені практично всі переваги контактних апаратів.

Основною особливістю схеми є необхідність вносити конструктивні зміни в дугогасильний пристрій базового апарату при її впровадженні, а також те, що вона не зводить цілком нанівець виділення енергії від ДЖ на дузі відключення. Однак, як показали проведені дослідження, навіть при мінімальних змінах конструкції базового апарату при застосуванні такої схеми можна значно поліпшити характеристики процесу відключення. На осцилограмі мал.4б час $t_1 \approx 4\text{мс}$, $t_K \approx 22\text{мс}$. Таким чином, гібридний апарат мал.4а дозволяє скоротити t_K приблизно у чотири рази порівняно з аналогічною за простою схемою мал.1а. В той же час, маючи суттєву ефективність (енерговиділення скорочується більш, ніж у два рази) такий гібридний апарат значно простіший за ємнісні схеми комутації.

Висновки. Проведені дослідження показують, що прості схемні рішення гібридних апаратів з відділенням джерела живлення можуть бути достатньо ефективними. Тому слід продовжувати їх розробку, дослідження, та впровадження у практику електроапаратобудування.

Проведено сравнение различных схем гибридных коммутационных аппаратов, которые реализуют отделение источника питания в период коммутации. Показано как простые схемные решения гибридных коммутационных аппаратов эффективно ограничивают энерговыделение от источников питания в период коммутации

Comparison of different charts of hybrid commutation vehicles which will realize the separation of source of power supply in the period of commutation is conducted. It is shown that simple scheme decisions of hybrid commutation vehicles effectively limit of energy selection from the sources of power supply in the period of commutation

Бібліографічний список.

1. Комиссаренко А.И., Ламанов С.Л., Ткаченко Ю.С. О роли источника питания в энергетическом балансе отключаемой цепи постоянного тока./ *Вісн. Східноукр. нац. Ун-ту ім В.Даля.-2003.-№4(62) с110-114.*

2. Ламанов С.Л., Михайлова Л.Ф., Яковенко В.В., Комісаренко О.І. Вплив форми кривої спадання струму на енерговиділення у комутуючому елементі./ *Вісн.Східноукр. нац. Ун-ту ім В.Даля - 2006.-№9(103) с. 277-230*

3. Могилевский Г.В. Гибридные электрические аппараты низкого напряжения./ *М.: Энергоатомиздат, 1986.-232с.*

4. Ткаченко Ю.С., Мельничук В.Н. Энергетический баланс дуговых коммутаторов в отключающих аппаратах постоянного тока. /*Сб.Электротехническая промышленность: Сер. Аппараты низкого напряжения, 1976.- №8.- с.1-3.*

5. Ламанов С.Л., Комиссаренко А.И .Мельничук В.Н.

Багданов В.К. Исследование оптимальных условий функционирования гибридных аппаратов с отделением источника питания / Сб. науч. трудов ДонГТУ- 2006 Вып. 21 с. 166-175

6. Таев И.С., Ткаченко Ю.С., Комиссаренко А.И. Исследование коммутирующего устройства постоянного тока с пониженным энерговыделением в период отключения./ *В кн.Тезисы докладов III Все-союзн.научн.техн.конф.: Состояние и перспективы развития производства аппаратов низкого напряжения. Тбилиси, 1979, с.20-21.*

*Ст. преподаватель Круш О.Е.,
ассистент Антонюк Т.В.
(НТУУ «КПИ», Киев, Украина)*

КОМПЬЮТЕРНОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ ТЕПЛОСНАБЖАЮЩИХ СИСТЕМ

Автоматизация в энергетике является важной задачей современности для Украины, поскольку проблема энергобезопасности страны переросла в проблему национальной безопасности. От ее решения зависит возможность преодоления кризисных процессов. Единственное решение - это научный подход к созданию новых видов оборудования, разработка и усовершенствование методов расчета оборудования и устройств. Реализация этого не может быть достигнута без внедрения автоматизированных систем проектирования, расчета и управления энергетическими системами.

Системы, автоматизирующие каждую область жизнедеятельности человека, стали уже неотъемлемой составляющей цивилизованного общества. Следует отметить, что хотя процесс автоматизации начался еще в середине 20-го века, задача создания систем автоматизированного проектирования, моделирования, управления и т.д. не утратила своей актуальности и по сей день.

Рассмотрим одну из областей хозяйственной деятельности человека – энергетику. Актуальность создания автоматизированных систем в данной области обусловлена ее значением для полноценного развития любой страны, ведь энергетика – это основа современного общества.

Современное состояние малой энергетики, которая обеспечивает тепло большую часть населения Украины является крайне неудовлетворительным: старые котлы с низким коэффициентом полезного действия, изношенное оборудование, устаревшая автоматика или же, что еще хуже, полное ее отсутствие. И такое состояние наблюдается даже в крупных городах, не говоря уже о периферии. Тепловые сети также характеризуются значительными потерями тепловой энергии, которые могут достигать 15-20% общего объема тепловой энергии, которая передается по этим сетям, и в 2-3 раза выше, чем в промышленно развитых странах. Потери тепловой энергии в основном обуславливаются изношенностью тепловых сетей, их низкой надежностью, устаревшим техническим оборудованием, в частности насосных станций, запорно-регулирующей арматуры. Множество систем характеризуются «тепме-

ратурным несоответствием» между средами, которые обмениваются тепловой энергией. Сроки службы тепловых сетей в 2-3 раза ниже нормативных, темпы их старения опережают темпы замены [1, 43].

Энергетическую проблему в Украине невозможно решить без комплексного уменьшения высокой энергоёмкости. Приоритеты политики энергообеспечения и энергоиспользования должны базироваться не на механическом поиске источников удовлетворения текущих нужд в энергоносителях, а на выборе принципиально новой модели и структуры потребления на базе энергоэффективных энергосберегающих технологий и оборудования.

Энергосбережение — путь для энергоёмких производств выдержать жесткую конкуренцию на мировом рынке. Над производителями конкурентоспособной энергосберегающей техники нужно раскрыть «политический зонтик», которые все развитые страны раскрывают над своими товаропроизводителями. Но для производства действительно энергосберегающей техники, «политический зонтик» не достаточен.

Теплогенерирующие установки являются дорогостоящим сооружением, требующим привлечения больших капитальных и эксплуатационных затрат. Кроме того, эти объекты активно загрязняют окружающий воздушный бассейн. Достаточно подсчитать экономию средств за год при повышении коэффициента полезного действия котла на 0.1...0.3 % , чтобы убедиться в важной роли профессионального подхода к решению вопросов проектирования и эксплуатации данного вида техники.

Создание техники не возможно без моделирования, как метода научного познания. В процессе исследования реальных систем и построении их моделей используются разные методы моделирования, которые зависят от характеристик объекта, уровня знаний про него, цели исследования и требований к модели. Распространенными системно-методологическими подходами к моделированию являются: аксиоматический, имитационный, оптимизационный, «черного ящика».

При имитационном моделировании стараются воспроизвести процесс функционирования системы во времени с помощью некоторых алгоритмов. При этом имитируются основные явления, которые создает процесс, который рассматривается с сохранением их логической структуры и последовательности перебежки во времени. Это дает возможность получить информацию о состоянии процесса в определенный момент и оценки характеристик системы. Имитационные модели дают возможность учесть такие признаки, как дискретность и непрерывность элементов системы, не линейность их характеристик [2, 54].

Такие модели лучше всего создавать с помощью систем автоматизированного проектирования (САПР), поскольку проектирование связа-

но с инженерной деятельностью, направленной на создание новых объектов, методов, теорий, которые совершенствуют среду, окружающую человека.

Согласно определению, проектирование – это процесс составления описания, необходимого для создания еще не существующего объекта (алгоритма его функционирования или алгоритма процесса), путем преобразования первичного описания, оптимизации заданных характеристик объекта или алгоритма его функционирования, устранения некорректности первичного описания и последовательного представления (при необходимости) описаний на различных языках.

Таким образом, системы автоматизированного проектирования – это инструмент научных исследований, включающий в себя и численный эксперимент, выполняемый с помощью компьютерных моделей, и теоретический анализ экспериментальных данных [3, 5]. Именно в таком контексте в статье употребляется термин САПР.

С точки зрения программной реализации САПР в энергетике развиваются в трех параллельных направлениях:

1. САПР с встроенным графическим редактором.
 2. САПР, встроенные в существующие графические среды (SolidWorks, Inventor, AutoCAD и т. п.) и использующие их графическую базу.
 3. САПР, использующие геоинформационные системы (ГИС).
- Рассмотрим подробнее каждое направление.

САПР с встроенным графическим редактором. САПР, использующие собственный графический редактор, позволяют осуществить визуальное моделирование проектируемой или анализируемой системы, предоставляют возможность расчета системы при разных нагрузках, а также оснащены множеством дополнительных функций. Построение модели в подобных системах осуществляется с помощью графического языка схем, а математические модели выбираются в зависимости от особенностей исследуемого объекта.

Обладая собственной, внутренне согласованной, структурой модулей и объектов, такие системы являются удобным инструментом научных исследований, особенно при проверке работоспособности новых математических моделей или при анализе существующих.

Представителями САПР рассматриваемого типа являются «САПР-Теплосеть» (разработка ЧП «Техэнерго») и САПР «КРОКУС» (разработана совместно Институтом кибернетики НАН Украины и Харьковским ЦКБ ЭНЕРГОПРОГРЕСС). Хотя указанные системы разрабатывались при тесном сотрудничестве программистов, сотрудников НИИ и конечных пользователей (то есть инженеров-теплотехников,

проектировщиков), однако внедрение подобных систем весьма затруднено из-за оторванности от множества особенностей реального производства. Кроме того, неотъемлемой составляющей любого проекта является конструкторская документация в привычном для инженера формате, что неизбежно приводит к необходимости установки связи между разработанной САПР и графическими пакетами, автоматизирующими создание конструкторской документации.

Следствием вышеизложенных положений стало развитие другого направления САПР в энергетике – САПР, встроенных в графические среды построения чертежей и трехмерных моделей.

САПР, встроенные в существующие графические среды. Появление графических пакетов САПР таких как AutoCAD, SolidWorks и подобных, являющихся, по сути, автоматизированным кульманом пришлось по душе инженерам, так как профессиональному инженеру легче освоить работу с чертежом (или трехмерной моделью) на компьютере, чем работу с полнофункциональной САПР.

Кроме автоматизации процесса создания чертежа, разработчики пакетов САПР предоставили инженерам также возможность оснащать свои чертежи подпрограммами, проводящими расчеты и устанавливающими взаимосвязи между элементами чертежа или трехмерной модели. Для этого в графические пакеты встроены такие среды программирования как Visual Basic for Application (VBA), AutoLISP и Visual-LISP [4, 52]. Технология создания встроенных подпрограмм (макросов) настолько проста, а язык чертежей и моделей так привычен инженерам, что именно они, а не профессиональные программисты, дали толчок развитию САПР, встроенных в графические пакеты.

Однако с помощью макросов можно осуществить далеко не все, что должна уметь делать полнофункциональная САПР. Например, вряд ли можно осуществить предпроектный анализ с последующим выбором более оптимальной математической модели, не говоря уже о полноценном компьютерном моделировании. Кроме того, графические пакеты САПР имеют свою объектную модель, представляющую из себя набор графических примитивов, а не элементов теплосхемы. Графические примитивы имеют один набор параметров и методов, а элементы тепловой схемы другой. Совершенно ясно, что одних макросов для создания полнофункциональной САПР на основе графических пакетов недостаточно. Решением стало развитие таких технологий как автоматизация и Add-In.

Целью указанных технологий является предоставление функций и объектной модели графического пакета САПР для использования и управления из внешних приложений, написанных на любых языках

программирования, поддерживающих технологию автоматизации. Таким образом, существует возможность разработки полнофункциональной САПР, однако на основании уже разработанного графического редактора. По сути, такие системы внедряются в конструкторскую документацию и предоставляют возможность осуществлять как коррекцию графических моделей так и проводить исследования.

Представителями САПР рассматриваемого типа являются «САПР контактных водонагревателей» и САПР «Котельных» (разработки, ведущиеся в НТУУ «КПИ»), внедренные в такие графические среды как Inventor и SolidWorks с помощью технологии Add-In.

САПР, использующие геоинформационные системы (ГИС). В 90-х годах 20-го столетия все четче прорисовывается тенденция взаимопроникновения геоинформатики и отраслевых специализированных приложений, для которых ГИС может являться удобным средством визуализации и аналитики.

На этой почве наблюдается явное стремление различных субъектов хозяйствования каким-то образом интегрировать свои информационные проекты на базе единой топоосновы. Это вполне естественное желание, полезное со всех точек зрения, поскольку карты и планы на большие территории становятся общедоступными, причем все более подробные масштабы открываются для общего пользования.

Системы, использующие ГИС обладают наглядностью и полезны для проектирования прокладки новых магистралей, осуществления наладки существующих магистралей, позволяют учитывать особенности местности. Однако ориентация на местности далеко не всегда является составляющей процесса проектирования энергетических объектов. Так, например, для проектирования котла совсем не обязательно знать его точное размещение в пространстве и вряд ли ктонибудь при проектировании котельной станет наносить на карту размещение основного и вспомогательного оборудования.

Возможности, предоставляемые ГИС незаменимы в случае проектирования и прокладки систем водо- и теплоснабжения, магистралей газо- и нефтепроводов и т.п.

Ярким представителем интеграции ГИС и САПР является информационно-графическая система "CityCom" разработчик ИВЦ «Поток».

Исходя из вышесказанного, можно сделать следующие выводы:

1. Применение САПР экономически оправдано и позволяет повысить эффективность использования дорогостоящего сырья, путем внедрения энергосберегающих технологий.

2. Выбор САПР зависит от особенностей проектируемого объекта и требований, предъявляемых к автоматизированной системе.

3. Разработка САПР в энергетике целесообразна и является перспективным направлением.

Автоматизация в энергетике — это одна из важнейших задач на сегодняшний день для Украины, потому что энергообеспечение для страны переросло в проблему национальной безопасности. От ее решения зависит возможность преодоления кризисных процессов. Единственное решение — это научный подход к созданию нового оборудования, разработка и усовершенствование методов расчета оборудования и устройств. Реализация этого не может быть совершенной без внедрения автоматизированных систем проектирования, расчета и управления энергетических систем.

Automation in power engineering is the major problem for Ukraine nowadays, because the problem of power supply of the country has grown into the problem of national safety. The opportunity of overcoming these crisis processes depends on the solution of the mentioned problem. The only solution is a scientific approach to creation of new kinds of equipment, development and improvement of methods of calculation of the equipment and devices. It cannot be accomplished without introduction of the automated systems of designing, calculation and management of energy system.

Библиографический список.

1. Ковалко М.П. Энергосбережения – досвід, проблеми, перспективи. – Київ: Ін-т електродинаміки НАНУ, 1997. -163 с.

2. Кустовська О.В. Методологія підходу та наукових досліджень: Курс лекцій. – Тернопіль: Економічна думка, 2005. -124 с.

3. Петренко А.И. Основы автоматизированного проектирования. – К: Техника, 1982.-295с.

4. Зуев С. А., Полещук Н. Н. САПР на базе AutoCAD — как это делается — СПб БХВ-Петербург, 2004 - 1168 с.

*Ст. преподаватель Гайдаржи В.И.,
ст. преподаватель Круш О.Е.,
ассистент Антонюк Т.В.
(НТУУ «КПИ», Киев, Украина)*

ПРИНЦИПЫ ПОСТРОЕНИЯ САПР ЭНЕРГЕТИЧЕСКИХ ОБЪЕКТОВ И СИСТЕМ НТУУ «КПИ»

В современной теплотехнике все большее значение приобретают системы, позволяющие автоматизировать процессы расчета и проектирования теплоэнергетических объектов. Это вполне закономерно, так как внедрение подобных программных продуктов позволяет повысить уровень производительности и качество труда инженера-системотехника занимающегося проектированием теплотехнического оборудования.

Рассмотрим несколько примеров автоматизированных систем проектирования

1. Система автоматизированного проектирования «КРОКУС»

Разработана совместно Институтом кибернетики НАН Украины и Харьковским ЦКБ ЭНЕРГОПРОГРЕСС.

Система позволяет осуществлять (рис.1) проектирование энергетических котлоагрегатов. Включает средства ведения базы данных проектов котлоагрегатов, программы выполнения различных инженерных расчетов, подсистему оптимизации принимаемых технических решений, средства автоматического формирования эскизов, развитые средства графического интерфейса пользователя. Система поддерживает многопользовательский режим работы, средства разделения доступа к данным.

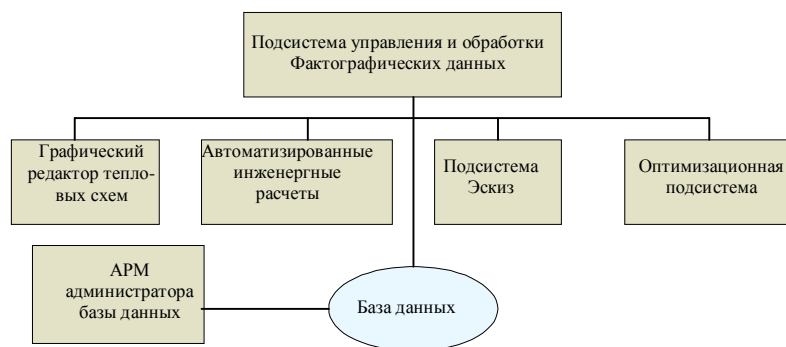


Рисунок 1 – Структура САПР «КРОКУС»

В системе выполняются следующие расчеты:

Тепловой расчет котлоагрегата, расчет топки котла ЦКС, расчет температуры стенки, расчет гидравлической развертки, гидравлический расчет, расчет стоимости, материалоемкости, приведенных затрат, термодинамические свойства воды и водяного пара, оптимизационные задачи, решаемые в системе:

Оптимальное распределение тепловосприятий между пакетами; определение оптимальных характеристик пакетов (шаги, заходности, число петель, диаметры, толщины стенок труб); оптимизация габаритных характеристик, скоростей теплоносителей; минимизация приведенных затрат, стоимости, материалоемкости; система поддерживает графический редактор тепловых схем.

Пользователь формирует тепловую схему используя графические символы стандартных элементов. При этом автоматически заполняются соответствующие таблицы базы данных. Предусмотрено несколько форм отображения и редактирования данных, различные функции, повышающие производительность пользователя, средства автоматической трассировки схем для их представления в различном формате. Имеется возможность отображать в тепловых схемах различную информацию из базы данных (как исходную, так и результаты расчетов), а так же делать фиксированные надписи. Поддерживается также возможность формирования эскизов узлов конструкции. Эскизы формируются автоматически по данным, которые были получены в результате оптимизации или задавались пользователем.

2. Комплекс программ для проектирования контактных водонагревателей – КВН

Комплекс программ предназначен для решения двух основных задач (рис. 2):

1. Проведения предпроектного анализа взаимосвязей теплофизических и конструктивных параметров контактного водонагревателя с целью выбора оптимального задания на проектирование.

2. Проведения конструктивного расчета водонагревателя заданной мощности и выдача комплекта конструкторской документации путем модификации комплекта чертежей заданной базовой мощности.

Программный комплекс функционирует в двух средах графического проектирования - AutoDesk Inventor и SolidWorks с целью предоставления пользователю возможности выбора оптимальной для него среды.

Программно-информационное обеспечение представляет собой комплекс программ, написанных на языке программирования Visual Basic, в котором используется модель объектов, поставляемая соответствующей средой. Благодаря технологии Add-In, положенной в основу разработки, программное обеспечение встраивается на уровне главного

меню в соответствующую среду в виде нового элемента меню, подпункты которого реализуют отдельные задачи системы.

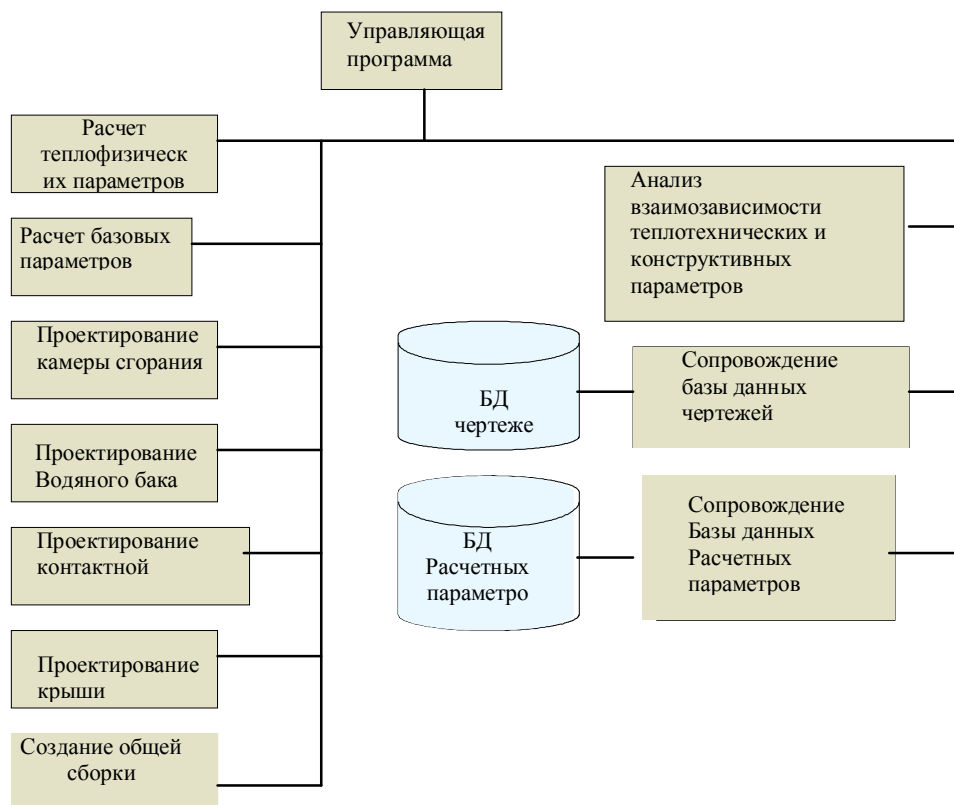


Рисунок 2 – Архитектура САПР КВН

В структуре комплекса выделяют следующие модули:

1. Главный модуль (управляющая программа) имеющий следующие функции:

Создание нового проекта ВКПТ, архивацию, удаление и корректировку ранее созданных проектов; сопровождение графической базы данных и базы данных расчетных параметров; визуализация главного меню системы и его подпунктов, активизация необходимого модуля расчета или анализа, и обработка результатов работы вызванного модуля; формирование отчета о результатах анализа и проектирования, вывод его на печать.

2. Модули предпроектного анализа взаимной зависимости значений базовых конструктивных параметров КВН и его мощности. Модуль позволяет варьируя параметрами, входящими в состав задания на проектирование водонагревателя (такими как мощность, тепловой график сети, коэффициент избытка воздуха, температура окружающей среды), анализировать взаимную зависимость теплотехнических парамет-

ров (КПД водонагревателя, расход воды и газа) и его конструктивных параметров.

3. Модуль расчета теплотехнических параметров КВН для заданной мощности;

4. Модуль расчета базовых конструктивных параметров КВН. В модуле решается задача правильного выбора площади поперечного сечения, высоты камеры сгорания КВН, количества и диаметра экранных труб исходя из заданной тепловой нагрузки. Также определяются размеры основных деталей контактной камеры, её высота, размеры, конфигурация и количество барботажных решеток, рассчитываются диаметры патрубков водопроводящей системы. Основные размеры водяного бака, панелей и крышки определяются из зависимостей, установленных с размерами камеры сгорания и контактной камеры. Эти данные затем используются подсистемами проектирования узлов КВН.

5. Модули проектирования основных функциональных элементов водонагревателя: камеры сгорания, водяного бака, контактной камеры, крышки. Подсистема, используя значения базовых конструктивных параметров, обеспечивает расчет всех деталей водонагревателя, включая расчет прочностных элементов, а также модификацию эскизов деталей, общей сборки и выдачу новых рабочих чертежей камеры сгорания водяного бака, контактной камеры, крышки включая создание спецификаций.

6. Модуль создания общей сборки водонагревателя и на ее основе комплекта конструкторской документации. Подсистема предназначена для формирования общей сборки всех узлов водонагревателя. В процессе работы модуля определяется расположение камеры сгорания в нижней части водяного бака, барботажных решеток и водоотбойника в верхней части водяного бака, а также происходит проектирование дополнительных деталей водонагревателя не относящихся ни к одному из вышеперечисленных узлов, таких как прокладки, переходники и облицовочные панели. Результатом работы подсистемы является завершение создания нового комплекта конструкторской документации на проектируемый контактный водонагреватель.

Функционирование комплекса основывается на использовании комплексной базы данных состоящей из двух частей:

- графической БД. В состав которой входит набор файлов хранящих базовую и создаваемую конструкторскую документацию КВН (рабочие чертежи деталей, сборочные чертежи и файлы спецификаций). Примерный объем базы - около 120 файлов для КВН данного типа;

- реляционной базы данных расчетных входных и выходных параметров алгоритмов расчета и анализа системы. Примерный объем базы данных около 20 таблиц.

3. Комплекс программ для проектирования котельных на базе КВН

Комплекс программ предназначен для решения следующих задач:

Расчета теплотехнических параметров котельной, комплектации котельной для формирования спецификаций оборудования, составление локальных и объектных смет осуществляется по всем разделам рабочего проекта, формирования чертежной документации всех разделов рабочего проекта.

Система включает в себя главный модуль, функционирующий как расширение классических сред графического проектирования AutoDesk Inventor и SolidWorks, который управляет исполнительными подсистемами.

Общая архитектура программного комплекса представлена на рисунке 3.

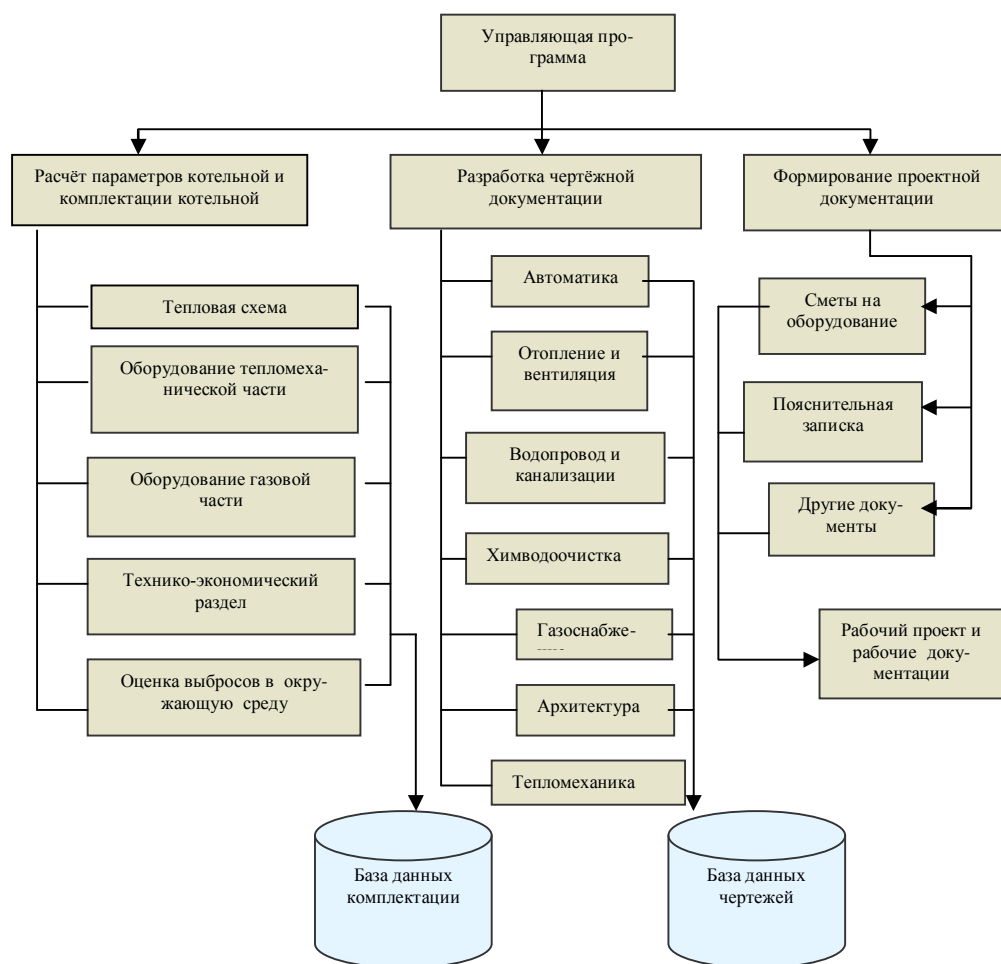


Рисунок 3 – Архитектура САПР «Котельных»

В структуре комплекса выделяют следующие модули:

1. Главный модуль (управляющая программа), имеющий следующие функции:

Создание нового проекта котельной, архивацию, удаление и корректировку ранее созданных проектов; сопровождение графической базы данных и базы данных расчетных параметров; визуализация главного меню системы и его подпунктов, активизация необходимого модуля расчета или анализа и обработка результатов работы вызванного модуля; формирование отчета о результатах анализа и проектирования, вывод его на печать.

2. Модуль расчета теплотехнических параметров котельной выполняет:

Расчет тепловой схемы котельной, предназначенный для определения нагрузок основных режимов работы котельной на отопление, горячее водоснабжение и вентиляцию помещений на весь период отопительного сезона и оптимального расположения котельного оборудования; расчет основного и вспомогательного оборудования (газовой и тепломеханической части). Представляет расчет теплотехнических характеристик котлов, насосов, теплообменников, трубопроводов и др.; оценку влияния выбросов в окружающую среду для проектирования дымовой трубы и ее конструктивных характеристик; расчет технико-экономических показателей котельной включает расчет окупаемости строительства, себестоимость 1 Гкал тепла и расчет оптимальных температур обратной и прямой воды водонагревателя, при которых поддерживается значительная экономия средств во время эксплуатации котельной.

3. Модули разработки чертежно-конструкторской документации формируют:

Рабочие чертежи зданий и сооружений котельной в технологической и строительной части, генеральный план и внутриплощадочные коммуникации на расстоянии 500 м. зоны от здания строительства; техническое задание и испытательные листы для заводов изготовителей на проектирование, изготовление, снабжение основного и дополнительного технологического оборудования котельной; рабочие конструктивные чертежи трубопроводов; чертежи не стандартизированного оборудования, приборов связанных с охраной труда и техникой безопасности, антикоррозийной защиты конструкций, оборудования и трубопроводов; заказные спецификации стандартов и нормалей; чертежи типовых конструктивных узлов и деталей; уточненных ведомостей конструкций, деталей, материалов и приборов.

4. Модуль формирования проектной документации:

Автоматизация формирования пояснительной записки, включающие в себя все разделы проектирования; формирование локальных и объектных смет на проектные работы со строительными ведомостями и ресурсами объемов строительно-монтажных работ.

Функционирование программных комплексов предполагает использование составной базы данных, состоящей:

Графической БД хранящей базовую и создаваемую конструкторскую документацию котельной; реляционной базы хранящей данные расчетных входных и выходных параметров, расчетных алгоритмов системы, а также справочные данные для решения задачи комплектации.

Модульная структура разработанного программного обеспечения позволяет использовать усовершенствованные алгоритмы анализа и расчета конструктивных и теплофизических параметров контактного водонагревателя и котельной путем замены или модификации соответствующих подсистем.

4. Обобщенная структура САПР

В результате анализа состава и структуры ряда промышленных САПР рассмотренных выше, предлагается обобщенная структура САПР энергетических объектов и систем. В состав такой структуры входит (рис. 4):

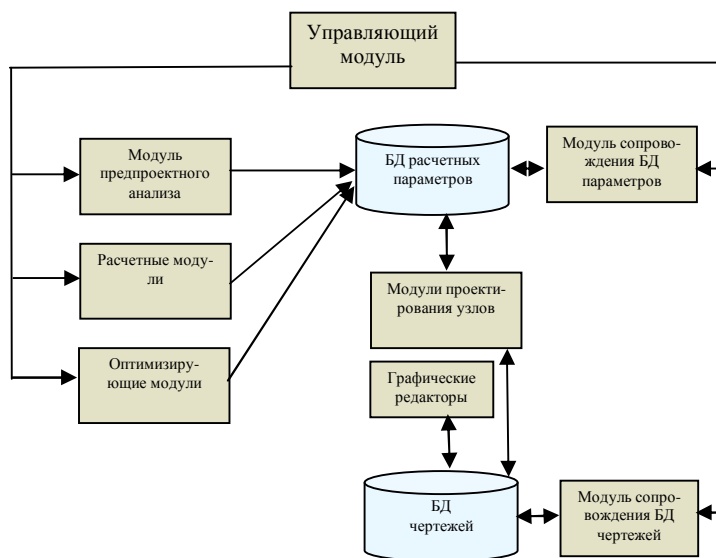


Рисунок 4 – Обобщенная структура САПР энергетических объектов и систем

Управляющий модуль; модуль предпроектного анализ; расчетные модули; оптимизирующие модули; модули проектирования узлов; модуль графического редактора; база данных расчетных параметров и модуль сопровождения базы данных расчетных параметров; база данных чер-

тежей и модуль сопровождения базы данных чертежей, графические редакторы.

Назначение модулей САПР:

- Управляющий модуль

Модуль управляет работой всей САПР и выполняет следующий набор функций:

Создание, архивацию и удаление проекта САПР; визуализация главного пользовательского интерфейса системы и организация диалогов с пользователем; вызов исполняющих модулей и обработку результатов работы вызванного модуля; формирование отчета о процессе проектирования и вывод его на печать.

- Модуль предпроектного анализа

Модуль активизируется перед началом проектирования объекта и позволяет, варьируя значениями параметров, входящими в состав задания на проектирование (например, мощность, тепловой график сети, коэффициент избытка воздуха, температура окружающей среды), анализировать взаимную зависимость значений базовых конструктивных параметров и его теплотехнических параметров (например, КПД объекта, расход воды и газа). В результате анализа осуществляется формирование оптимальных параметров проектируемого объекта.

- Расчетные модули

В расчетных модулях выполняются расчеты теплотехнических параметров и конструктивных параметров проектируемого объекта.

Эти данные затем используются подсистемами проектирования узлов КВН.

- Модули проектирования узлов

Модули проектирования формируют конструкторские чертежи узлов проектируемого объекта.

Например, в САПР КВН данные модули формируют конструкторские чертежи основных функциональных элементов водонагревателя: камеры сгорания, водяного бака, контактной камеры, крышки. Модули используют результаты работы расчетных модулей.

- Оптимизирующие модули

В модуле оптимизации решаются задачи нахождения оптимальных сочетаний параметров проектируемого объекта. В большинстве случаев математические модели оптимизационных задач представлены в форме задач математического программирования специальной структуры, отражающей особенности проектируемых конструкций. В исходной постановке число переменных и ограничений в таких задачах может достигать нескольких тысяч, ограничениями являются линейные и нелинейные неравенства, линейные и нелинейные уравнения.

Нелинейные функции, входящие в задачи, как правило, оказываются негладкими, определены на ограниченных областях, а их аргументы есть результат вычисления других функций. В этих условиях можно говорить только о поиске локального оптимума, для решения должны использоваться устойчивые методы негладкой оптимизации. Необходимо разрабатывать специальное программное обеспечение, позволяющее гибко использовать особенности решаемых задач.

Типичные задачи оптимизации:

Оптимальное распределение тепловосприятий между элементами конструкции; определение оптимальных характеристик элементов конструкции (линейные размеры, диаметры, толщины стенок труб; оптимизация габаритных характеристик, скоростей теплоносителей; минимизация приведенных затрат, стоимости, материалоемкости.

- Графический редактор

Пользователь формирует тепловую схему проектируемого объекта, например котельной, используя графические символы стандартных элементов. При этом автоматически заполняются соответствующие таблицы базы данных.

Как правило, предусматривается несколько форм отображения и редактирования данных, различные функции, повышающие производительность пользователя, средства автоматической трассировки схем для их представления в различном формате. Имеется возможность отображать в тепловых схемах различную информацию из базы данных (как исходную, так и результаты расчетов), а так же делать фиксированные надписи.

При построении тепловых схем используются специально сформированные панели инструментов, содержащие параметризованные элементы схем - типовые элементы проектирования. Так, при проектировании тепломеханической части котельной используется панель «Вспомогательное оборудование», содержащая элементы: «котел», «горелка», «теплообменник», «насос», «гребенка» и «вентиляционная решетка».

Графические редакторы позволяют формировать эскизы. Эскизы проектируемой конструкции формируются автоматически на основании информации, содержащейся в базе данных, которая использовалась для проведения инженерных расчетов. Эскизы предназначены в первую очередь для визуализации проектных решений, принятых на этапе выработки технических предложений. Эскизы представляются в упрощенном виде и соответствуют упрощениям, принятым в оптимизационной подсистеме:

- Базы данных

Функционирование САПР основывается на использовании комплексной базы данных состоящей из двух частей:

Графической БД. В состав графической БД входит набор файлов хранящих базовую и создаваемую конструкторскую документацию объектов (рабочие чертежи деталей, сборочные чертежи и файлы спецификаций); реляционной базы данных расчетных входных и выходных параметров алгоритмов расчета и анализа системы.

Наличие базы данных обеспечивает высокую гибкость при добавлении новых типов элементов, изменении состава характеристик и надежное архивирование всей проектно-расчетной документации.

Системы САПР должны поддерживать, осуществлять одновременную работу многих пользователей и разделение доступа к данным. Эти функции обеспечиваются соответствующими модулями поддержки баз данных систем проектирования.

- Среды разработки и функционирования САПР

Современные графические инструментальные средства проектирования (SolidWorks AutoCad, Inventor и др.) позволяют реализовать проектирование теплотехнических систем «вручную» используя их графические средства, но они предоставляют дополнительные возможности расширения и построения на их основе пользовательских дополнительных полнофункциональных модулей, решающих различные задачи проектирования. Таким образом, формируется специализированный программный продукт, встроенный в среду проектирования ориентированный на инженера-проектировщика конкретной системы, в котором объединены мощные средства «родительской среды» и специализированные средства, отражающие специфику проектируемого объекта.

В современной теплотехнике все большее значение приобретают системы, позволяющие автоматизировать процессы расчета и проектирования теплоэнергетических объектов. Это вполне закономерно, так как внедрение подобных программных продуктов позволяет повысить уровень производительности и качество труда инженера-системотехника, занимающегося проектированием теплотехнического оборудования.

In modern heat engineering of the great significance are the systems, which allow automation the process of calculation and design on heat-power objects. It's rather reasonable that introduction of such software allows to increase the efficiency level and labour quality of system engineer, which design the heating equipment.

ТРЕБОВАНИЯ

к рукописям научных статей и порядок их рассмотрения при подготовке к выпуску сборника научных трудов ДонГТУ

Статьи должны представляться в соответствии с требованиями ВАК Украины (Перелік № 1 за 2003г). Сборник научных трудов издается два раза в год. Сборник формирует информационный отдел.

Сборник содержит следующие разделы: «Разработка полезных ископаемых», «Металлургия», «Строительство», «Электротехника. Радиотехника». Содержание рукописей должно содержать новые достижения науки и техники, их практическое значение, соответствовать технической направленности сборника и представлять интерес для широкого круга специалистов.

В рукописи 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 представляться в виде тезисов.

Ответственность за нарушение авторских прав, за несоблюдение действующих стандартов и за недостоверность приведенных в статье данных полностью несут авторы статьи.

Присланные в редакционную коллегию статьи подвергаются обязательному рецензированию. Редакционная коллегия оставляет за собой право вносить в текст статьи изменения редакционного характера без согласования с авторами.

Языки предоставления рукописей: украинский, русский.

СОДЕРЖАНИЕ СТАТЕЙ

Представляемые статьи должны иметь следующую структуру:

УДК:

УДК на статью присваивает отдел библиографии научной библиотеки ДонГТУ, каб.206.

Аннотация:

В аннотации приводятся краткие сведения о всей статье в целом на трех языках, в начале на украинском языке, в конце статьи на русском и английском языках. Объем аннотации 5-10 строк.

Обязательные элементы статьи:

- постановка проблемы в общем виде и ее связь с важными научными и практическими заданиями;
- анализ последних достижений и публикаций, в которых начато решение данной проблемы и на которые опирается автор, выделение нерешенных раньше частей общей проблемы, которым посвящается данная статья;

- формулирование целей статьи (постановка задач);
- представление основного материала исследования с полным обоснованием полученных научных результатов;
- выводы по данному исследованию и перспективы дальнейшего развития данного направления.
- библиографический список, список литературных источников должен быть составлен в порядке ссылок на них. Ссылки на литературу в тексте статьи заключаются в квадратные скобки.

ТРЕБОВАНИЯ К ОФОРМЛЕНИЮ

1. Текст рукописи статьи от 5 до 10 страниц на белой бумаге формата А4 (210x297 мм) с полями: верхнее, левое, правое, нижнее – 28 мм. Страницы не нумеруются. Рукопись статьи оформляется с применением редактора WinWord (не ниже версии 6,0) шрифтом Times New Roman, размером 14, одинарным интервалом, без переносов, выравниванием по ширине, абзацным отступом 1,27 см, с высоким качеством печати.

2. *Порядок оформления.* Материалы должны отвечать следующей структурной схеме: УДК, звание, должность, фамилии и инициалы авторов, название организации, города, страны, название статьи, аннотация, основной текст, выводы, аннотация на двух языках, библиографический список.

УДК проставляется слева вверху, шрифт полужирный, без абзацного отступа.

Через один интервал печатать звание, должность, фамилию, инициалы авторов. В круглых скобках – название организации, название города, страны, через запятую. Шрифт полужирный, курсив.

Через два интервала название заглавными буквами, выравнивание по центру, шрифт полужирный, без абзацного отступа.

Через один интервал – краткая аннотация на украинском языке, курсивом и материалы статьи. Между аннотацией и текстом статьи один интервал. См. образец оформления материалов.

3. Графический материал (рисунки, графики, схемы). Все позиции, обозначенные на рисунке, должны быть объяснены в тексте. Позиции на рисунке должны располагаться по часовой стрелке. Под каждым рисунком указывается его номер и название.

4. Абзац содержащий формулы должен иметь следующие параметры: выравнивание по левому краю, без абзаца, интервал перед и после абзаца 14 пт, позиции табуляции – 7,75 см по центру (для расположения формулы) и 15,4 см по правому краю (для расположения номера формулы). Формулы выполняются с помощью редактора формул Microsoft Equation 3 математическим стилем, со следующими размерами:

Full (обычный)	12 pt
Subscript/Superscript (крупный индекс)	10 pt
Sub-Subscript/Superscript (мелкий индекс)	8 pt
Symbol (крупный символ)	12 pt
Sub-Symbol (мелкий символ)	10 pt

5. Все таблицы должны иметь название и порядковый номер и располагаться после упоминания по тексту. Название располагается над таблицей.

Каждая таблица должна иметь один интервал перед названием и один после таблицы.

6. Библиографический список должен быть составлен в порядке упоминания в тексте. Ссылки на литературу заключаются в квадратные скобки.

7. Текст статьи предоставляется в электронном (дискета 3,5”) и печатном виде, сопроводительная документация только в печатном виде.

СОПРОВОДИТЕЛЬНАЯ ДОКУМЕНТАЦИЯ

- Экспертное заключение;
- Выписка из протокола заседания кафедры;
- Рецензия специалистов редакционной коллегии ДонГТУ.

СОДЕРЖАНИЕ

Раздел «Разработка полезных ископаемых»

1. Антощенко Н.И., Чирок А.П. «О факторах, вызывающих импульсные процессы в угольных шахтах» 4
2. Ларченко В.Г., Черных О.А. «Определения зависимостей параметров сдвижений и деформаций подработанной толщи пород от определяющих факторов методом конечных элементов»..... 16
3. Рутковский А.Ю., Коробейников Ю.В., Мулов Д.В. «Экспериментальные исследования жесткости упруго-демпфирующих элементов, применяемых в системах виброзащиты бурильных машин» 25
4. Рутковский А.Ю., Мулов Д.В., Коробейников Ю.В. «Новая конструкция виброзащитной системы ручной ударной машины»..... 33
5. Денисенко В.П., Окалелов В.Н., Абакумова Е.В. «О связи параметров метановыделения с периодичными осадками газоносного подрабатываемого массива (на примере шахт Краснодонского района Донбасса)» 39
6. Денисенко В.П. «О точности расчетного метода прогноза метанообильности добычных участков»..... 50
7. Шевченко В.Г., Смекалин Е.С. «Закономерности изменения нагрузки на комплексно-механизованную лаву от уровня квалификации и усталости горнорабочих» 62
8. Погорелов Р.Н. «Сравнительный анализ методов определения состава воды» 72

9. *Касьян С.И.* «Исследование влияния способов упрочнения горных пород на состояние кровли в окрестности сопряжения повторно используемой выработки с лавой» 76

Раздел «Металлургия»

10. *Петрушов С.Н., Русанов И.Ф., Русанова Р.И., Петрушов Д.С., Роцин Б.А.* «Анализ потерь массы стальной стружки в процессе ее брикетирования» 86
11. *Петрушов С.Н., Русанов И.Ф., Русанова Р.И., Петрушов Д.С., Роцин Б.А.* «Оценка качества брикетов из стальной стружки, производимых ООО «Промбрикет» 96
12. *Петрушов С.Н., Русанов И.Ф., Острогляд Е.А.* «Нормирование производственных запасов сырья в условиях рыночных отношений» 102
13. *Луценко В.А.* «Унификация типоразмеров пакетов» 108
14. *Новохатский А.М.* «Окружная неравномерность работы горна доменной печи» 115
15. *Данько В.М.* «Требования к оборудованию для низкотемпературной прокатки на ТЛС» 123
16. *Ямковая М.А.* «Математическое моделирование работы нагнетательного клапана поршневого насоса высокого давления с учетом вязкого и сухого трения» 129
17. *Эссельбах В.С., Эссельбах С.Б., Куберский С.В., Дорофеев В.Н., Семирягин С.В.* «Технологические особенности электромагнитной обработки расплавов» 135
18. *Казачишен В.А., Попов Г.Н.* «Интенсивность увлажнения агломерационной шихты при окомковании» 143
19. *Казачишен В.А., Попов Г.Н.* «Исследование механизма переувлажнения агломерационной шихты» 150

20. *Данько Н.А.* «Новая конструкция системы «Нажимной механизм – уравнивающее устройство» 161
21. *Боровик П.В.* «Развитие методов численного моделирования процессов резки металла на дисковых ножницах» 166
22. *Петров П.А.* «Оценка основных причин замены дисков пил горячей резки» 173
23. *Бревнов А.А., Бревнова Ю.А.* «Определение области рациональных параметров гидродинамического фильтра с закруткой потока жидкости на входе» 180
24. *Пологович І.А.*, «Підвищення ресурсу роботи здрібнюючих деталей конічних віброінерційних подрібнювачів технологічними методами» 190
25. *Левченко О.О., Куценко С.О.* «Модернізація типової конструкції одновалкової зубчастої дробарки з метою підвищення якості готового агломерату» 196

Раздел «Строительство»

26. *Карлова В.В., Черникова С.А., Магеря Г.Г., Магеря Я.О.* «Изменение химического состава грунтовых вод и его влияния на подземные части зданий и сооружений в результате производственной деятельности человека» 205

Раздел «Электротехника. Радиотехника»

27. *Мотченко А.И., Саратовский Р.Н., Ушаков В.И., Глебин А.Г.* «Устройство автоматического согласования тиристорного преобразователя частоты с нагрузкой» 211
28. *Заблодский Н.Н., Плюгин В.Е.* «Моделирование переходных процессов в погружных электротепломеханических преобразователях энергии при неподвижном роторе» 221

29. Дрючин В.Г., Ткачев Р.Ю. «Синтез многоконтурных систем управления с запаздыванием»	231
30. Пупков В.С., Мочалин Е.В., Алипер Ю.И. «Компьютерная система для обеспечения рационального режима работы фильтра с противоточной регенерацией сетчатого фильтро-элемента»	241
31. Столяров В.Н. «Модельное прогнозирующее управление нелинейным многосвязным динамическим объектом »	249
32. Галиновский А.М., Антилогов Н.Г., Ленская Е.А. «Запуск бесконтактного асинхронизированного двигателя по методу противовключения обмоток ротора »	260
33. Ламанов С.Л., Комісаренко О.І., Комаревцева Л.М., Кушнір О.В., Поляченко О.Ю. «Дослідження схем комутації з відокремленням джерела живлення».....	271
34. Круш О.Е., Антонюк Т.В. «Компьютерное моделирование теплоснабжающих систем».....	279
35. Гайдаржи В.И., Круш О.Е., Антонюк Т.В. «Принципы построения САПР энергетических объектов и систем НТУУ «КПИ»	285
36. Требования к рукописям научных статей и порядок их рассмотрения при подготовке к выпуску сборника научных трудов ДонГТУ.....	295

НАУКОВЕ ВИДАННЯ

ЗБІРКА НАУКОВИХ ПРАЦЬ ДОНБАСЬКОГО ДЕРЖАВНОГО ТЕХНІЧНОГО УНІВЕРСИТЕТУ

Випуск 22

Головний редактор

Заблодский М.М – канд. техн. наук

Редакційна колегія:

А.І. Акмаєв – докт. екон. наук,
С.М. Петрушов – докт. техн. наук,
Г.Г. Литвинський – докт. техн. наук,
Р.А. Фрумкін – докт. техн. наук,
М.К. Клишин – докт. техн. наук,
З.Л. Фінкельштейн – докт. техн. наук,
А.Б. Зеленов – докт. техн. наук,
Ю.С. Денищик – докт. техн. наук,
В.О. Ульшин – докт. техн. наук,
О.І. Давиденко – докт. техн. наук,
В.О. Луценко – канд. техн. наук,
В.Н. Ульяницький – канд. техн. наук,
С.А. Скомская – нач. інформ. центру

Комп'ютерна верстка Н.Б. Трофімова

Підп. до друку 26.11.2006. Формат 60×84¹/₁₆. Папір офс.
Друк RISO. Ум.друк.арк. 18 Зам. № 354. Наклад 100 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.
(Творче виробниче об'єднання «ЛАДО», каб. 113-а, II корпус, т./факс (06442)2-02-59
Свідоцтво Держкомтелерадіо серія ДК, №2010 від 12.11.2004