

**ГІРНИЧА
ЕЛЕКТРО-
МЕХАНІКА
та АВТОМАТИКА**

**НАУКОВО-ТЕХНІЧНИЙ
ЗБІРНИК**

Заснований у 1965 р.

92

**Дніпропетровськ
2014**

Засновник – Національний гірничий університет

*Рекомендовано до видання вченою радою
Державного вищого навчального закладу
"Національний гірничий університет"*

(Протокол № 6 від 01 липня 2014 р.)

РЕДАКЦІЙНА КОЛЕГІЯ:

Головний редактор – Півняк Г.Г., академік НАН України

Заступник головного редактора – Шкрабець Ф.П., *д-р техн. наук*

Відповідальний секретар – Ципленков Д.В., *канд. техн. наук*

Члени: Бешта О.С., д-р техн. наук; Блохін С.Є., д-р техн. наук; Блюсс Б.О., д-р техн. наук; Вареник Є.О., канд. техн. наук; Випанасенко С.І., д-р техн. наук; Зайка В.Т., д-р техн. наук; Іванов О.Б., канд. техн. наук; Кириченко В.І., д-р техн. наук; Костін М.О., д-р техн. наук; Кузнєцов Г.В., д-р техн. наук; Маліновський А.А., д-р техн. наук; Разумний Ю.Т., д-р техн. наук; Самуся В.І., д-р техн. наук; Сіноліцій А.П., д-р техн. наук; Сивокобиленко В.Ф., д-р техн. наук; Слесарєв В.В., д-р техн. наук; Ткачов В.В., д-р техн. наук; Франчук В.П., д-р техн. наук; Чермалих В.Ф., д-р техн. наук

Журнал включено до Переліку наукових фахових видань України (постанова президії ВАК України від 10.02.2010, № 1-05/1), в яких можуть публікуватися результати дисертаційних робіт на здобуття наукових ступенів доктора і кандидата технічних наук

Адреса редакційної колегії:

Україна, 49005, м. Дніпропетровськ, просп. К.Маркса, 19.

Державний ВНЗ "Національний гірничий університет".

Тел. (056) 370-13-92, (056) 373-07-70, факс (056) 370-13-92

E-mail: ShcrabetsF@nmu.org.ua. nmu.em@ua.fm

Збірник зареєстрований у Міністерстві інформації України.

Реєстраційний номер КВ № 7498 від 03.07.2003.

© НГУ, 2014

ЕЛЕКТРОПОСТАЧАННЯ ТА ЕЛЕКТРОУСТАТКУВАННЯ

УДК 621.311

В.И. Скоробогатова, д-р техн. наук, Б.И. Кулик

(Украина, Чернигов, Черниговский национальный технологический университет)

ОЦЕНИВАНИЕ ЭЛЕКТРИЧЕСКИХ НАГРУЗОК ПО ДОПУСТИМОМУ НАГРЕВУ В ДЕЙСТВУЮЩИХ ЭЛЕКТРИЧЕСКИХ СИСТЕМАХ С УЧЕТОМ РЕАКТИВНОЙ СОСТАВЛЯЮЩЕЙ

Введение. Согласно положениям работы [1] расчетные нагрузки по допустимому нагреву проектируемых систем электроснабжения (СЭ) оцениваются из условия, что наибольший нагрев токоведущих частей электроустановок приходится на время действия максимальной получасовой нагрузки (МПН), принадлежащей наиболее загруженной по активной мощности технологической смене. Логика работы [1] позволяет сделать заключение, что этому основополагающему условию сопутствуют «скрытые» аксиомы о тепловом воздействии электроэнергии на токоведущие части электроустановок СЭ, а именно:

– МПН по реактивной мощности совпадает во времени с МПН по активной мощности, что тождественно утверждению о монотонности графиков электрических нагрузок по активной и реактивной мощностям;

– вероятность события МПН по активной мощности и по току не выходит за временные рамки наиболее загруженной по активной мощности технологической смене и стремится к нулю (равна нулю);

– конструктивные особенности электроустановок СЭ, как и параметры окружающей их среды, не влияют на продолжительность интервала осреднения, значение которого зафиксировано согласно в работе [1] на уровне 0,5 часа.

Изложение основного материала. Ниже представлены результаты натурального эксперимента, проведенного авторами в действующих электрических сетях (ДЭС) СЭ предприятия «Черниговское химволокно». Объектом исследования является нормальный установившийся режим работы ввода распределительной подстанции РП-2 предприятия, получающей питание от Черниговской ТЭЦ (фидер 32). В задачи эксперимента входило оценивание энергетического состояния сети по длительному нагреву и анализ этого состояния на соответствие методологическим принципам работы [1], приведенным выше.

Исходными параметрами для оценивания установившегося режима работы сети послужили экспериментально полученные получасовые электрические нагрузки по активной и реактивной мощностям и соответствующие им осредненные значения напряжения по состоянию от 00.00 часов 14.03.07 до 00.00 часов 15.03.07. Они представлены соответственно в графах 2, 3, 5 табл. 1. Данные были получены с использованием АСКУЭ, установленной в ячейках ГРУ Черниговской ТЭЦ.

В графе 4 табл. 1 представлены получасовые нагрузки по полному току, рассчитанные по осредненным нагрузкам по активной и реактивной мощностям для каждого получасового интервала времени с использованием правила геометрического суммирования.

Таблица 1

Получасовые значения напряжения и электрические нагрузки по активной и реактивной мощностям и полному току

Получасовой интервал астрономического времени	Получасовая нагрузка по			Значение напряжения U, кВ
	активной мощности P, кВт	реактивной мощности Q, квар	полному току I, А	
1	2	3	4	5
0:00-0:30	2696	428	147,07	10,72
0:30-1:00	2740	456	149,66	10,72
1:00-1:30	2686	545	146,98	10,77
1:30-2:00	2704	400	146,59	10,77
2:00-2:30	2684	456	146,01	10,77
2:30-3:00	2612	364	141,44	10,77
3:00-3:30	2520	256	135,84	10,77
3:30-4:00	2500	228	134,64	10,76
4:00-4:30	2492	184	134,03	10,76

Електропостачання та електроустановування

Продолжение табл.1

1	2	3	4	5
4:30-5:00	2376	68	127,50	10,76
5:00-5:30	2292	116	123,13	10,76
5:30-6:00	2404	64	129,03	10,76
6:00-6:30	2480	132	133,21	10,76
6:30-7:00	2439	188	131,18	10,77
7:00-7:30	2576	272	138,89	10,77
7:30-8:00	2672	320	144,27	10,77
8:00-8:30	2704	390	146,42	10,77
8:30-9:00	2732	436	148,25	10,77
9:00-9:30	2772	390	150,00	10,77
9:30-10:00	2768	436	151,57	10,67
10:00-10:30	2869	483	155,91	10,77
10:30-11:00	2756	585	151,00	10,77
11:00-11:30	2781	684	153,52	10,77
11:30-12:00	2794	546	156,25	10,52
12:00-12:30	2712	374	150,24	10,52
12:30-13:00	2488	179	136,91	10,52
13:00-13:30	2508	134	137,85	10,52
13:30-14:00	2552	152	140,31	10,52
14:00-14:30	2684	260	148,01	10,52
14:30-15:00	2780	396	153,67	10,55
15:00-15:30	2712	361	148,75	10,62
15:30-16:00	2716	462	149,79	10,62
16:00-16:30	2843	634	158,39	10,62
16:30-17:00	2796	507	154,54	10,62
17:00-17:30	2824	443	155,47	10,62
17:30-18:00	2720	469	150,11	10,62
18:00-18:30	2688	538	149,10	10,62
18:30-19:00	2644	393	144,70	10,67
19:00-19:30	2604	424	142,15	10,72
19:30-20:00	2632	316	142,83	10,72
20:00-20:30	2528	224	136,76	10,71
20:30-21:00	2372	91	127,92	10,71
21:00-21:30	2316	80	124,87	10,71
21:30-22:00	2440	120	131,64	10,71
22:00-22:30	2608	240	141,14	10,71
22:30-23:00	2660	408	145,00	10,71
23:00-23:30	2604	384	141,83	10,71
23:30-00:00	2628	380	143,07	10,72

Предприятие работает в три смены с продолжительностью каждой смены 8 часов. В табл. 2 приведены начало и конец работы каждой смены и посменный расход активной электроэнергии.

Таблица 2

Начало и конец работы каждой смены с посменным расходом активной электроэнергии

Смена	Начало и конец работы	Расход активной энергии за смену, кВт/час
I	06:00– 14:00	21302
II	14:00– 22:00	21150
III	22:00– 6:00	20603

Как видно из табл. 2 наибольший расход активной энергии приходится на I-ю смену, поэтому согласно логики работы [1] МПН по допустимому нагреву должен принадлежать этой смене, то есть МПН по активной мощности приходится на получасовой интервал времени 10:00 – 10:30 и составляет 2869 кВт (см. табл. 1). Этому интервалу времени соответствует получасовая нагрузка по реактивной мощности, равная 483 кВАр, и получасовая нагрузка по полному току, равная 155,91 А (см. табл. 1).

Но этой же смене принадлежит получасовой интервал 11:30 – 12:00 с нагрузкой по полному току, равному 156,25 А (с нагрузками по активной и реактивной мощностям соответственно 2794 кВт и

546 квар). Данная нагрузка превосходит значение расчетной согласно [1] по полному току (с МПН по активной мощности) за счет 15%-ного роста получасовой нагрузки по реактивной мощности (при одновременном снижении активной нагрузки). Этот факт позволяет сделать о про немонотонности графиков нагрузки по мощностям, а значит и о недостаточности положенной в основу инструкции [1] критериальной оценке нагрузки только на основе МПН по активной мощности.

Следует обратить внимание и на интервал времени 16:00–16:30, не принадлежащий I смене, с получасовой нагрузкой по полному току 158,39 А и соответствующими нагрузками по мощностям 2843 кВт и 634 квар. Как видно, нагрузка по току этого интервала превосходит приведенные выше значения нагрузки по току I смены, что позволяет сделать вывод о большем ее тепловом воздействии на токоведущие части электроустановок, а значит и о несоблюдении второй «скрытой» аксиомы работы [1] (см. выше).

Интересен интервал времени 11:00–11:30, которому принадлежит МПН по реактивной мощности со значением 684 квар, так как он может повлиять на решение параметрической задачи искусственной компенсации реактивной мощности на вводе подстанции РП-2.

В табл. 3 приведены значения МПН по мощностям и току с соответствующими получасовыми интервалами времени.

Таблица 3

Значения МПН и соответствующих им получасовых нагрузок

Получасовой интервал астрономического времени	Значение МПН	Значение соответствующей получасовой нагрузки	
		по реактивной мощности	по полному току
10:00–10:30	по активной мощности 2869 кВт	по реактивной мощности 483 квар	по полному току 155,91 А
11:00–11:30	по реактивной мощности 684 квар	по активной мощности 2781 кВт	по полному току 153,52 А
16:00–16:30	по полному току 158,39 А	по активной мощности 2843 кВт	по реактивной мощности 634 квар

Одним из основополагающих методологических принципов работы [1] является осреднение нагрузок на получасовых интервалах времени (три постоянных величины времени T_0 продолжительностью 10 минут) для электроустановок с любыми значениями параметров по теплоемкости и теплоотдаче, что не согласуется с реалиями. Так, для 3-жильного силового кабеля типа АСБ с сечением жилы 185 мм² (этим кабелем выполнен вошедший в эксперимент фидер 32) постоянная времени нагрева T_0 равна 30 мин, т. е., осреднение нагрузок должно осуществляться на интервалах времени продолжительностью от $3T_0$ до $6T_0$ (1,5 – 3 часа) [2]. Очевидно, что на основе исходных данных получасовых графиков нагрузки по мощностям можно сформировать от 3 до 6 полуторачасовых графиков нагрузки с меняющимся началом и концом суточного графика. В табл. 4 представлены значения трех максимумов полуторачасовых нагрузок (МПЧН) по полному току и соответствующие им полуторачасовые нагрузки по мощностям, полученные на основе интегрирования получасовых суточных графиков с началом отсчета времени 0.00, 0.30, 1.00.

Таблица 4

Значения МПЧН по полному току и соответствующие им полуторачасовые нагрузки по мощностям

Начало графика нагрузки	Полуторачасовой интервал астрономического времени	Значение МПЧН по полному току, А	Значение соответствующей полуторачасовой нагрузки по	
			активной мощности, кВт	реактивной мощности, квар
0,00	10:30–12:00	153,59	2777	605
0,30	15:30–17:00	154,24	2785	534,33
1,00	16:00–17:30	156,13	2821	528

В табл. 5 представлены значения МПЧН по реактивной мощности и соответствующие им полуторачасовые нагрузки по активной мощности и току.

Из табл. 4 видно, что МПЧН по полному току во всех графиках не совпадают по значению и по времени, а наибольший МПЧН приходится на интервал времени 16:00 – 17:30 графика нагрузки с началом отсчета времени 1,00 и равен 156,13А (с нагрузками по активной и реактивной мощностям соответственно 2821 кВт и 528 квар). В этом же графике нагрузки МПЧН по реактивной мощности на интервал времени 10:00–11:30 и равен 584 квар (см. табл. 5). Это значение превышает значение полуторачасовой

Значения МПЧН по реактивной мощности и соответствующих им полуторачасовых нагрузок по активной мощности и току

Начало графика нагрузки	Полуторачасовой интервал астрономического времени	Значение МПЧН по реактивной мощности, квар	Значение соответствующей полуторачасовой нагрузки по	
			активной мощности, кВт	полному току, А
0,00	10:30–12:00	605	2777	153,59
0,30	11:00–12:30	534,67	2762	153,33
1,00	10:00–11:30	584	2802	153,48

нагрузки по реактивной мощности, соответствующее наибольшему значениями МПЧН по полному току, почти на 11%. При этом наибольшее значение МПЧН по полному току превышает значение полуторачасового полного тока, соответствующее наибольшему значению МПЧН по реактивной мощности (см. табл. 5), всего на 2%.

Из табл. 5 видно, что значения МПЧН по реактивной мощности на всех графиках нагрузки также не совпадают со значениями и по времени, а наибольшее значение МПЧН приходится на интервал времени 10:30–12:00 графика нагрузки с началом отсчета времени 0.00 и составляет 605 квар. Это значение превышает значение полуторачасовой реактивной мощности, соответствующее наибольшему значению МПЧН по полному току, почти на 15%.

В табл. 6 представлены значения МПН и наибольшего МПЧН по полному току и соответствующими нагрузками по мощностям.

Таблица 6

Значения МПН и наибольшего МПЧН по полному току и соответствующие им нагрузки по мощностям

Значение МПН по полному току, А	Значение наибольшего МПЧН по полному току, А	Значение соответствующей нагрузки по	
		активной мощности, кВт (МПН/МПЧН)	реактивной мощности, квар (МПН/МПЧН)
158,39	156,13	2843/2821	634/528

Как видно из этой таблицы, значение МПН по реактивной мощности превышает значение реактивной мощности наибольшего МПЧН по полному току на 20%, хотя значение МПН по полному току превышает значение наибольшего МПЧН всего лишь на 1,5%. Таким образом, неучет конструктивных особенностей электроустановок ДЭС приводит к завышению нагрузок по длительно допустимому нагреву.

Вывод. Приведенный выше анализ результатов эксперимента позволяет сделать заключение, что в ДЭС нагрузка по длительно допустимому нагреву равна максимальному току из числа возможных, вычисленных по осредненным мощностным составляющим на интервалах времени от $3T_0$ до $6T_0$ (с учетом скольжения графиков нагрузки) на протяжении всего времени наблюдения за ДЭС. При этом величина T_0 должна быть рассчитана с учетом конструктивных параметров электроустановки и параметров окружающей среды. Мощностные составляющие максимального полного тока следует рассматривать как расчетные нагрузки по длительно допустимому нагреву по мощностям.

Для достижения наибольшего энергосберегающего эффекта в ДЭС от управления реактивной мощностью недостаточно знать ее значение по длительно допустимому нагреву. Потребуется проведение корреляционного и регрессионного анализов между параметрами установившегося режима, в том числе между потерями активной энергии и реактивной мощностью.

Список литературы

1. Указания по определению электрических нагрузок в промышленных установках [Текст]// Инструктивные указания по проектированию электротехнических промышленных установок. – М. – 1968. – №6. – С. 3-17.
2. Скоробогатова, В. И. Оценка энергетического состояния действующих промышленных электрических сетей [Текст]/Скоробогатова В.И. – К.: – 1996. – 54 с.

Рекомендовано до друку: д-ром техн. наук, проф. Шкрабцем Ф.П.

*Ю.Т. Разумный, д-р техн. наук, А.В. Рухлов, канд. техн. наук, С.А. Крамаренко
(Украина, Днепродзержинск, Национальный горный университет)*

ЭНЕРГЕТИЧЕСКИЕ ПОКАЗАТЕЛИ СОВРЕМЕННЫХ УГОЛЬНЫХ ПОДЪЕМНЫХ УСТАНОВОК ШАХТ

Постановка задачи. Шахтные подъемные машины относятся к установкам циклического действия, режим работы которых характеризуется рядом последовательно повторяющихся циклов. Каждый рабочий цикл представляет собой чередование неустановившегося (пуск, разгон, торможение) и установившегося (движение с постоянной скоростью) режимов работы.

Непосредственно количество циклов подъема в сутки зависит от многих факторов, основными из которых являются глубина обслуживаемого горизонта, грузоподъемность скипа и диаграмма скорости движения подъемного сосуда за цикл подъема (тахограмма), которая наиболее полно отражает кинематический режим подъемной системы. Вид реализуемой в каждом конкретном случае тахограммы зависит от ряда особенностей подъемной установки (ПУ) и, в первую очередь, от технологической схемы, типа сосуда, способа его разгрузки и системы электропривода подъемной машины.

Цель работы – определение условий энергоэффективного использования регулируемых систем электропривода скиповых подъемных установок шахт.

Изложение основного материала. Минимальным расходом электроэнергии будет характеризоваться режим работы ПУ, при котором тахограмма подъема по форме будет приближаться к прямоугольнику (иметь максимально возможные ускорение и замедление). Это достигается путем применения современных систем электропривода на базе тиристорных преобразователей, которые позволяют эффективно регулировать ускорение и замедление в неустановившихся периодах тахограммы подъема (с соблюдением их допустимых значений, приведенных в нормативных документах, таких как Правила безопасности, Правила технической эксплуатации и др.). Это и есть основным отличием таких систем от "традиционной" релейно-контакторной схемы с регулированием скорости подъема с помощью активных сопротивлений в цепи ротора асинхронного двигателя (АД).

Основным достоинством системы регулируемого электропривода по сравнению с реостатным регулированием скорости подъема является экономия электроэнергии, величина которой может достигать 10–20%. Кроме того, такие системы имеют и ряд других "технологических" преимуществ. Это:

- повышение безопасности, надежности и бесперебойности работы ПУ, что обеспечит нормальную ритмичную работу всего предприятия;
- более точное и плавное регулирование частоты вращения электродвигателя, что позволяет отказаться от использования редукторов и другой дополнительной аппаратуры, а также значительно упрощает механическую (технологическую) схему, повышает ее надежность и снижает эксплуатационные расходы;
- регулируемый пуск управляемого двигателя, что обеспечивает плавный без повышенных пусковых токов и механических ударов разгон, снижает нагрузку на двигатель и, соответственно, увеличивает срок его эксплуатации;
- повышение производительности ПУ на 10–15% за счет "сжатия" и строгого соблюдения заданной тахограммы подъема, выдерживания пауз между циклами при загрузке-разгрузке скипов, автоматизации вспомогательных операций и др.;
- визуальный контроль большого количества технологических и электрических параметров ПУ (например, положение скипа в стволе, количество циклов подъема за сутки, изменение значений питающего напряжения и тока).

К основным недостаткам в результате применения систем регулируемого электропривода на базе тиристорных преобразователей следует отнести:

- генерирование значительных электромагнитных помех, которые проявляются в искажении синусоидальности кривых питающего напряжения и тока;
- низкий коэффициент мощности, особенно при глубоком регулировании скорости подъема, что проявляется в значительном потреблении ПУ реактивной мощности;
- возможное уменьшение коэффициента полезного действия и срока службы двигателей, дополнительные потери мощности и энергии, связанные с ухудшением качества электроэнергии;
- значительные капитальные затраты и др.

Наличие существенных преимуществ, полученных в результате применения преобразователей энергии, обусловило их широкое внедрение в системы электропривода различных технологических процессов, в том числе и для скиповых ПУ угольных шахт Украины. На рис. 1 приведен фактический суточный

график электрической нагрузки (ГЭН) скипового подъема с системой регулируемого электропривода "асинхронный тиристорный каскад" (АТК) на базе АД мощностью 800 кВт.

Для электропривода с такой системой регулирования характерно подключение к сети 6 кВ и статора (напрямую), и ротора (через специальный трансформатор). Поэтому на рис. 1 приведены совместно диаграммы активной и реактивной мощностей для статора и ротора АД. Кроме того, на ГЭН не показан объем генерируемой электроэнергии за счет ее рекуперации в электрическую сеть (что характерно для каскадных схем, таких как АТК), поэтому величина генерируемой активной мощности не превышает 1–2% от потребляемого значения.

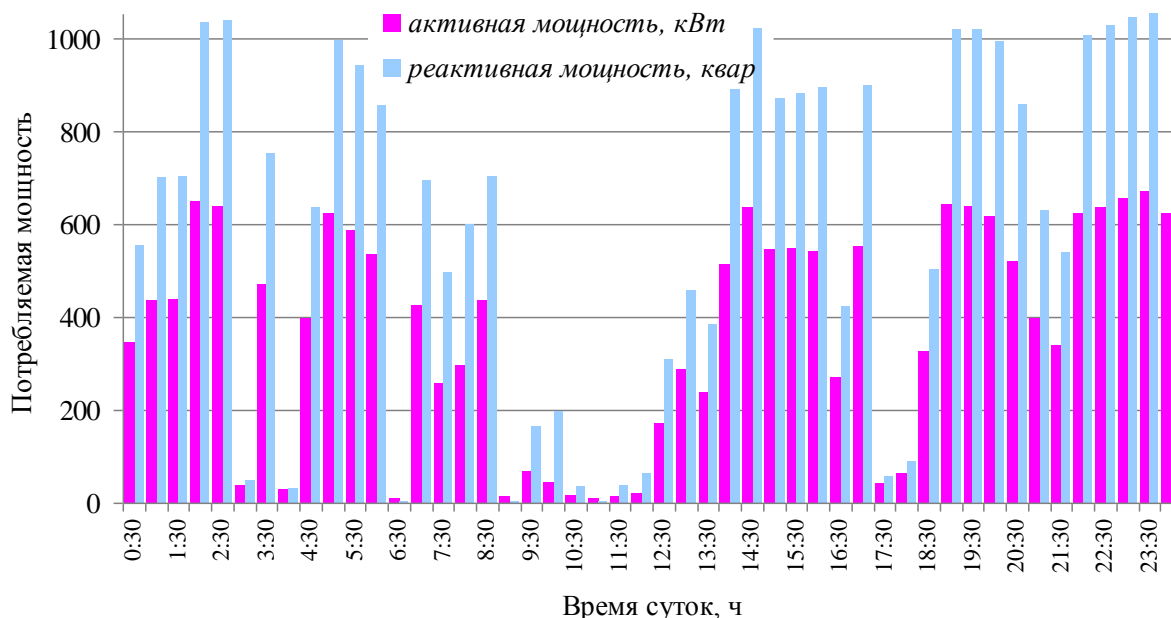


Рис. 1. Фактический суточный ГЭН скиповой ПУ с асинхронным электроприводом мощностью 800 кВт на базе системы АТК

Общий вид свидетельствует о существенной неравномерности ГЭН угольной скиповой ПУ (среднее значение коэффициента формы $K_f = 1,2 - 1,25$), которая определяется разным количеством циклов подъема за получасовой интервал осреднения (среднеквадратичное отклонение достигает 30% от номинальной мощности двигателя); характерном низком уровне электропотребления в ремонтную смену, вызванном отсутствием транспортируемого угля из-за перерыва в ведении добычных работ; превышении потребления реактивной мощности по сравнению с активной, которое определяет низкое значение среднего коэффициента мощности на уровне 0,4 – 0,55 (один из основных недостатков систем регулируемого электропривода на базе тиристорных преобразователей).

Наглядно подтвердить последний недостаток помогут фрагменты замеров в виде кривых изменения энергетических показателей в характерном цикле работы скиповой ПУ с асинхронным электроприводом на базе системы АТК, приведенные на рис. 2. Виды кривых свидетельствуют о значительном потреблении реактивной мощности в периоды неустановившегося движения скипа, т.е. в процессе его разгона, торможения и разгрузки. В эти периоды реактивное электропотребление в 2–2,5 раза больше активного (рис. 2, а). В процессе установившегося движения скипа набросов потребления реактивной нагрузки не наблюдается, и ее величина сопоставима с активной. Среднее значение $\cos\varphi$ для цикла подъема составляет 0,4–0,45, что недопустимо мало (рис. 2, б). Кроме того, только в периоды неустановившегося движения скипа (при регулировании скорости подъема) проявляется негативное влияние преобразователей на систему электроснабжения, которое заключается в генерации значительных по уровню высших гармоник напряжения и тока. В результате этого коэффициент несинусоидальности напряжения K_U может превысить допустимые значения (рис. 2, в). Приведенные фрагменты изменения фактических энергетических показателей подтверждают, что "глубокое" регулирование технологических параметров ПУ с помощью тиристорных преобразователей значительно снижает коэффициент мощности и увеличивает несинусоидальность питающего напряжения.

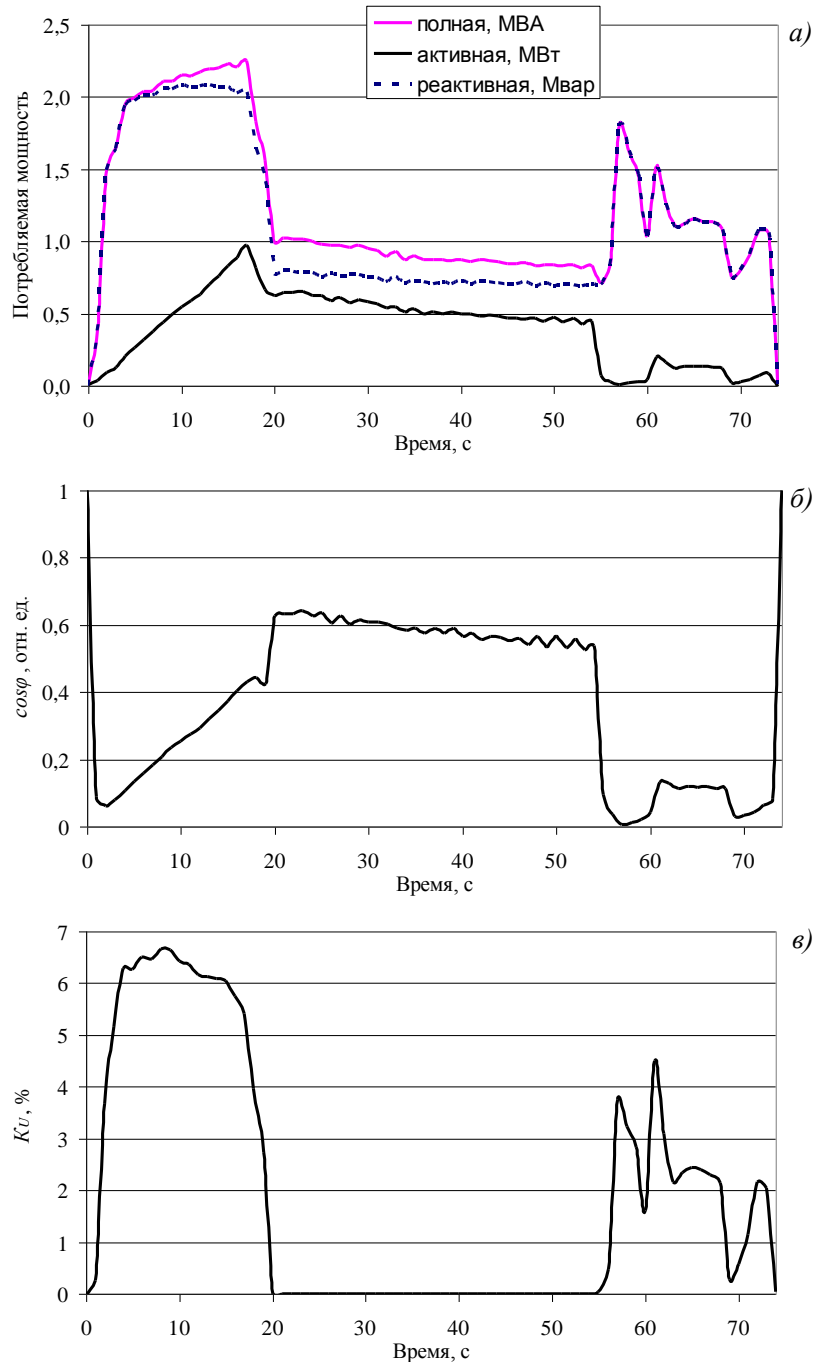


Рис. 2. Кривые изменения энергетических показателей скиповой ПУ с асинхронным электроприводом на базе системы АТК

На рис. 3 приведены кривые изменения энергетических показателей для фактического цикла подъема той же скиповой ПУ, параметры которой взяты из рис. 1 и 2, только при ее работе на основе релейно-контакторной схеме управления с активными сопротивлениями в цепи ротора. Вид кривых кардинально отличается от рассматриваемых рис. 2. Во-первых, потребление реактивной мощности по величине сопоставимо с активной для всех периодов тахограммы, что увеличивает среднее значение коэффициента мощности за цикл подъема до величины 0,75–0,77 (рис. 3, а, б).

Во-вторых, продолжительность движения скипа возрастает на 3 с (с 74 до 77 с) по сравнению с электроприводом на базе системы АТК, что подтверждает преимущество со стороны применения регулируемого электропривода в части повышения производительности ПУ. К тому же активное электропотребление повышается на 11,9% по сравнению с системой АТК за счет незначительного увеличения средней мощности (с 403,8 до 440,5 кВт) и продолжительности цикла подъема. Для данной скиповой установки внедрение системы регулируемого электропривода позволило увеличить количество подъемов за сутки на 20–30 циклов.

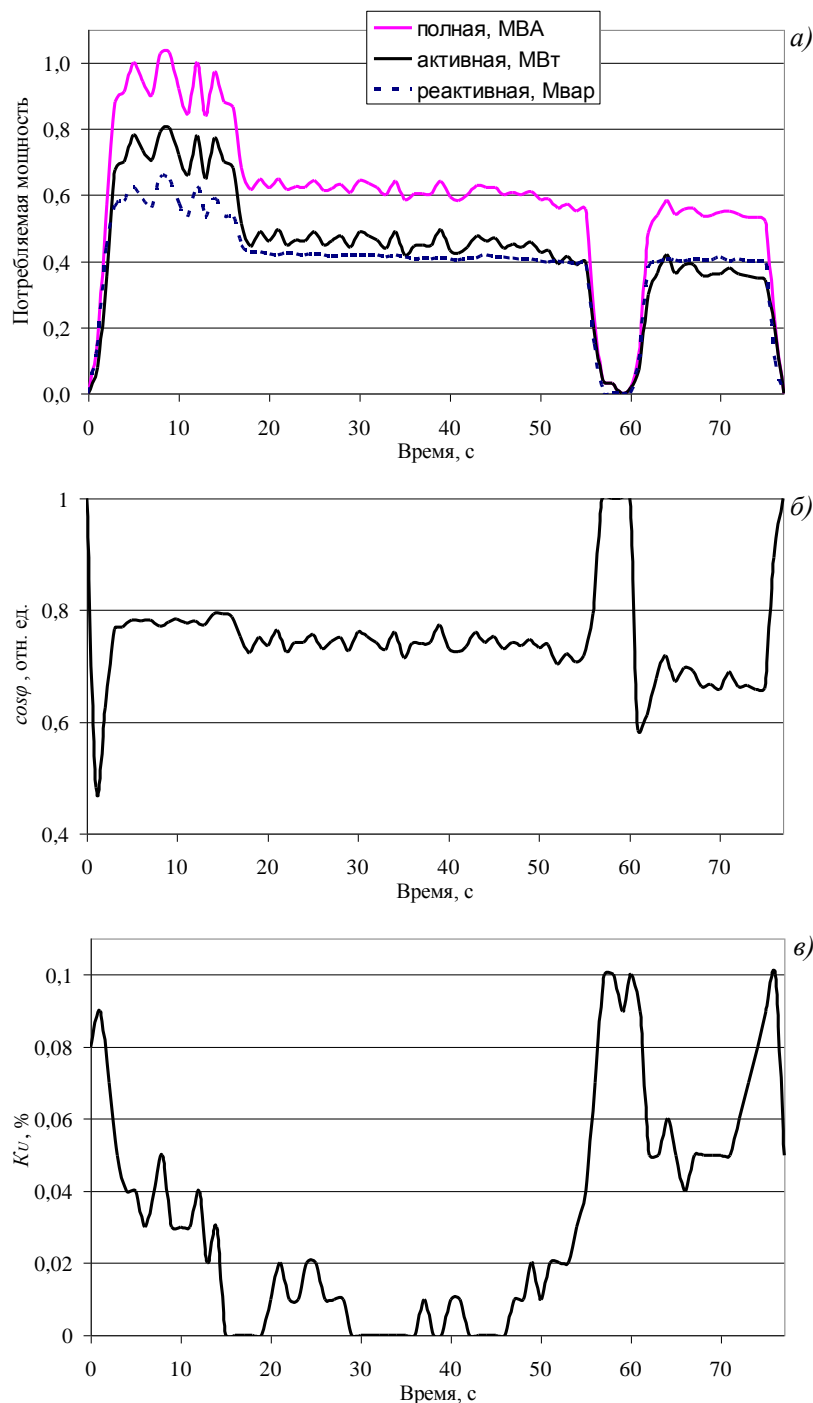


Рис. 3. Кривые изменения энергетических показателей в цикле подъема скиповой ПУ с асинхронным электроприводом на базе релейно-контакторной схеме управления

В-третьих, отсутствие тиристорных преобразователей в релейно-контакторной схеме управления дает возможность избежать негативных последствий, связанных с генерацией высших гармоник напряжения и тока в электрическую сеть. В результате этого величина коэффициента несинусоидальности напряжения K_U не превышает величины 0,1%, а вид кривой не зависит от величины других показателей (мощностей и $\cos\varphi$), что подтверждает отсутствие корреляции между ними (рис. 3, в).

Сравнение характеристик приведенных на рис. 2 и 3, подтверждает два основных достоинства системы АТК в результате ее применения (снижение потребления электроэнергии и повышение производительности ПУ) и в то же время говорит о ее недостатке (значительное уменьшение коэффициента мощности и генерация высших гармоник напряжения и тока). Для минимизации негативных последствий в системе электроснабжения необходима установка специальных устройств компенсации реактивной мощности и фильтрации высших гармоник.

При несинусоидальности напряжения и тока в электрической сети компенсация реактивной мощности для повышения $\cos\varphi$ с помощью наиболее распространенных батарей статических конденсаторов значительно осложняется или вообще оказывается невозможной. Это связано с несколькими основными причинами. Во-первых, батареи конденсаторов могут долгое время работать при перегрузке токами высших гармоник не более чем на 30%, но при этом допустимое повышение напряжения на их зажимах составляет 10%. Однако сопротивление именно конденсаторов значительно уменьшается с увеличением частоты, поэтому в таких условиях срок их службы сокращается (особенно для батарей, которые подключаются к сети непосредственно, т.е. без защитных реакторов). Во-вторых, величины емкости конденсаторов и индуктивности электрической сети могут спровоцировать в системе электроснабжения режим, близкий к резонансу токов на частоте любой из гармоник. Конечно, такой режим приводит к перегрузке батарей конденсаторов и соответственно к выходу их из строя. В-третьих, резкопеременный режим потребления реактивной мощности (кратковременные броски и провалы – см. рис. 2, а) при применении системы электропривода на базе тиристорных преобразователей делает неэффективным использование нерегулируемых или ступенчато регулируемых конденсаторных установок. Для таких условий необходимо внедрение фильтрокомпенсирующих устройств, величина генерируемой реактивной мощности которых изменяется в реальном времени. Регулируемое фильтрокомпенсирующее устройство обеспечивает снижение несинусоидальности кривых напряжения и тока за счет фильтрации соответствующих гармоник, а также поддерживает на постоянном уровне высокое (близкое к единице) значение коэффициента мощности на шинах подстанции, к которой оно подключается. Необходимо отметить, что существует положительный опыт внедрения таких устройств на угольных шахтах Украины.

Выводы

1. Режимы работы скиповых подъемных установок с системами регулируемого электропривода на базе тиристорных преобразователей характеризуются низкими значениями коэффициента мощности 0,4–0,45 и высокими уровнями коэффициента несинусоидальности напряжения, который достигает 8% и более.

2. Проблема повышения качества электроэнергии в электрических сетях с нелинейной нагрузкой, которая обостряется в последнее время из-за широкого внедрения систем электропривода на базе тиристорных преобразователей, требует комплексного решения как в части снижения несинусоидальности, так и в части компенсации реактивной мощности. Одним из эффективных способов ее разрешения является применение в системе электроснабжения регулируемых фильтрокомпенсирующих устройств.

Рекомендовано до друку: д-ром техн. наук, проф. Випанасенко С.І.

УДК: 621.31

В.В. Кузнецов канд. техн. наук

(Украина, Днепрпетровск, Национальная металлургическая академия Украины)

О ВЛИЯНИИ ГАРМОНИЧЕСКОГО СОСТАВА ПИТАЮЩЕГО НАПРЯЖЕНИЯ НА ЭНЕРГЕТИЧЕСКИЕ ПОКАЗАТЕЛИ АСИНХРОННОГО ДВИГАТЕЛЯ И ВЫБОР СРЕДСТВ ДЛЯ ИХ ПОВЫШЕНИЯ

Введение

Негативное влияние некачественного питающего напряжения на показатели электромеханических систем хорошо известно [1,2]. В асинхронном электроприводе при наличии несинусоидальности и (или) несимметрии питающего напряжения появляются пульсации момента, развиваемого двигателем, повышается вибрация, приводящая к снижению надежности агрегата. Кроме того, наблюдается увеличение внутренних потерь, что отрицательно сказывается на энергетических показателях установки. Асинхронные двигатели малой и средней мощности (до 100 кВт), как правило, работают в составе нерегулируемого привода вспомогательных производственных механизмов. Установка частотных преобразователей для регулирования их производительности, безусловно, является решением проблемы некачественности питающего напряжения, однако в большинстве случаев она экономически нецелесообразна.

Между тем, количество таких приводов и доля потребляемой ими энергии в процессе производства довольно велики. Вследствие этого меры по энергосбережению в таких агрегатах, а тем более не требующие значительных материальных затрат, будут иметь существенный экономический эффект. Учитывая, что ГОСТ 13109-97 «Нормы качества электрической энергии в системах электроснабжения общего

назначения» нормирует как интегральные показатели несинусоидальности (коэффициент искажения питающего напряжения), так и коэффициенты каждой гармонической составляющей [3], то задачами исследований стали анализ влияния последних на энергетические показатели асинхронного электродвигателя и разработка мероприятий по их повышению.

Результаты исследований

Для исследования влияния некачественного напряжения проведено моделирование работы электродвигателей с номинальным напряжением 380 В в диапазоне мощностей 0,75 – 250 кВт. Использована модель АД, позволяющая оценивать энергетические и динамические показатели при произвольно заданной форме напряжения питания [4].

В качестве основных оценочных показателей качества работы электродвигателя приняты составляющие потребляемой мощности (активная P , реактивная Q и полная S), КПД, коэффициент мощности, уровни пульсаций тока статора и момента. При исследовании влияния высших гармоник задавалось питание для одной из них (вплоть до 15-й) и основной.

Действующее значение высшей гармоники задавалось на уровне 10%-ного номинального напряжения двигателя. Для удобства проведения сравнительного анализа результаты исследований представлены в относительных единицах. При этом за базовую величину каждого показателя (P , Q , S и т.д.) приняты значения, соответствующие идеальному напряжению питания. На рис. 1 в качестве примера изображена гистограмма изменения исследуемых параметров от номера гармонической составляющей для двигателя мощностью 7,5 кВт.

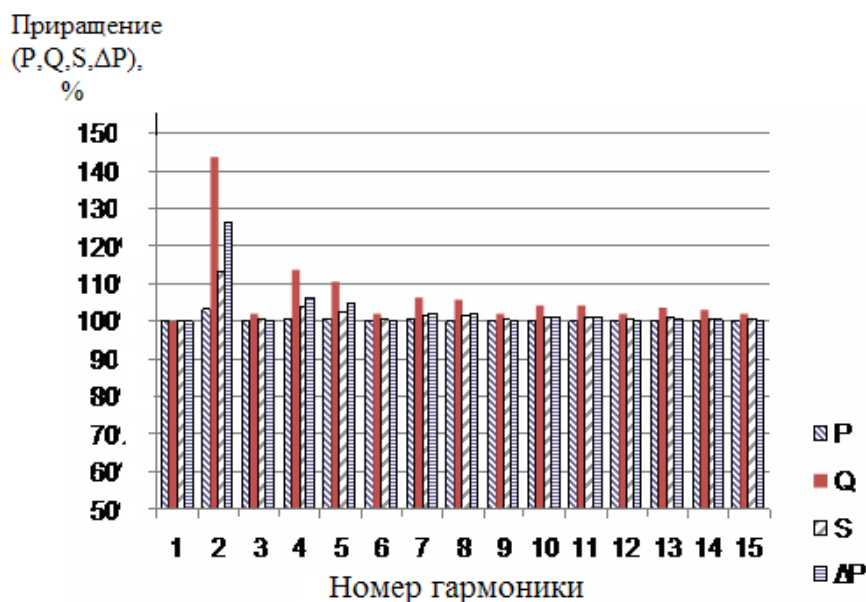


Рис. 1. Гистограмма изменения основных энергетических показателей двигателя мощностью 7,5 кВт при наличии соответствующих высших гармоник в его питании

Учитывая, что исследовались двигатели с соединением обмоток статора в звезду при отсутствии нулевого провода (как наиболее распространенный способ подключения обмоток АД в промышленности); кратные трем гармоники, образующие нулевую последовательность напряжения, не вызывали изменения исследуемых энергетических параметров, поскольку они отсутствуют в спектрах токов. Это связано с тем, что для указанных гармоник при отсутствии нулевого провода нет цепи для протекания.

В остальных случаях наличие в спектре питающего напряжения дополнительной гармоники приводит к росту составляющих потребляемых мощностей и суммарных потерь. В процентном соотношении наибольший прирост происходит по реактивной мощности, т.е. появление высших гармоник ухудшает коэффициент мощности двигателя, как это показано на рис. 2 для двигателя той же мощности.

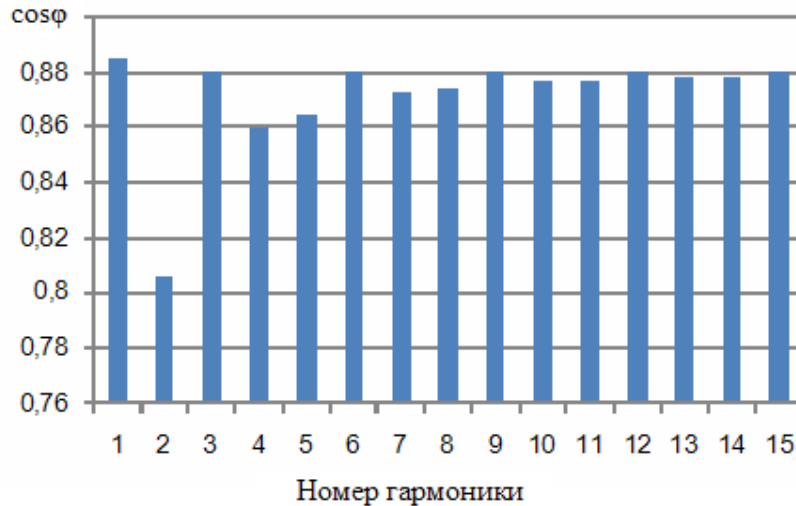


Рис. 2. Гистограмма коэффициента мощности двигателя 7,5 кВт при наличии в питающем напряжении соответствующих дополнительных гармоник

В целом анализ полученных данных показывает, что для двигателей в исследуемом диапазоне мощностей влияние высших гармоник снижается с ростом их частоты. Это объясняется тем, что обмотки АД являются естественным индуктивным фильтром, реактивное сопротивление которого возрастает с частотой. С увеличением номера гармоники в питающем напряжении при постоянстве ее амплитуды среднеквадратическое значение той же гармоники тока падает. Это справедливо также для пульсаций развиваемого момента. На рис. 3 изображены гистограммы указанных параметров для двигателя мощностью 22 кВт.

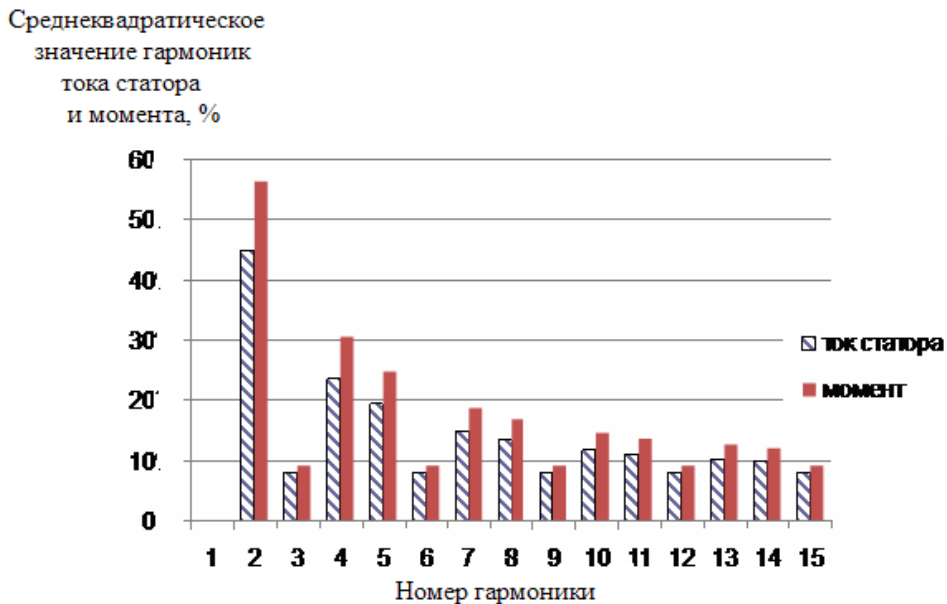


Рис. 3. Гистограммы изменения среднеквадратического значения гармоник тока статора и момента, развиваемого двигателем мощностью 22 кВт с ростом номера гармоники (в % от соответствующих номинальных значений)

Наиболее негативное действие на энергетические показатели двигателя и пульсации момента оказывает та же вторая гармоника. Это связано с двумя факторами. Первый, как уже было отмечено, вызван малым сопротивлением обмоток гармоникам тока низкой частоты. При этом в случае постоянства амплитуды доля участия второй гармоники всегда будет больше, чем, например, четвертой. Следующий фактор связан с тем, что составляющие токов второй гармоники образуют обратную последовательность и таким образом негативно влияют на момент двигателя. Гармоники седьмого порядка и выше некоторым образом сказываются на пульсациях момента АД, однако практически не влияют на его энергетику.

Кроме того установлено, что с ростом номинальной мощности снижается «чувствительность» двигателя к высшим гармоникам.

По полученным данным построены аппроксимирующие кривые (рис. 4), подтверждающие, что с ростом мощности двигателя приращение потерь, обусловленных гармоническими составляющими, снижается.

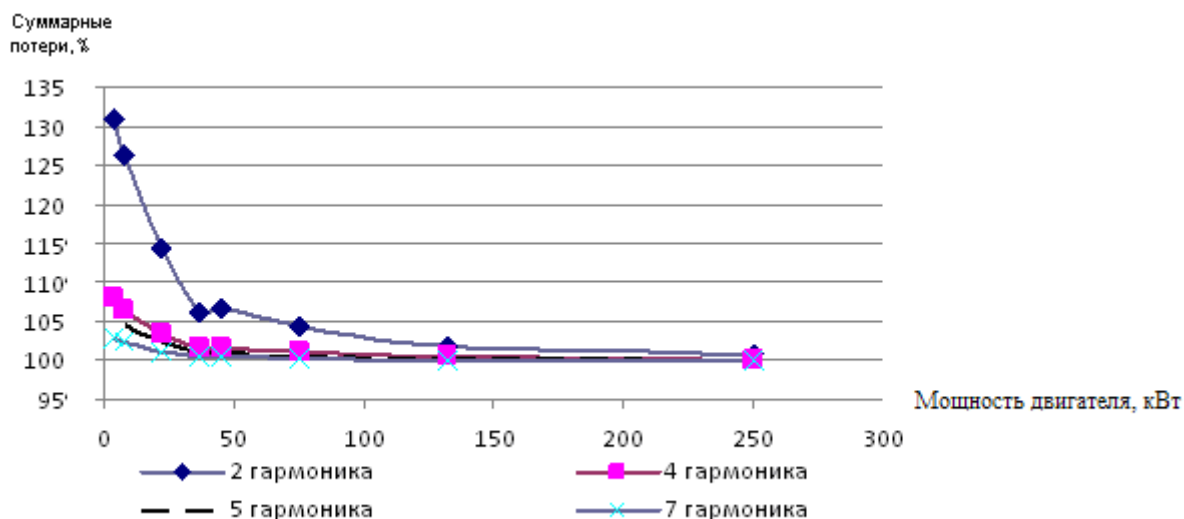


Рис. 4 Аппроксимированные кривые суммарных потерь от гармонических составляющих в зависимости от мощности двигателя

Кроме того, для каждой исследуемой гармоники было изучено влияние ее начальной фазы (при постоянстве амплитуды) на энергетические показатели и пульсации момента. Однако полученное изменение показателей не превышает десятых долей процента даже для второй гармоники. В результате можно утверждать, что начальные фазы гармоник практически не влияют на изменение регистрируемых показателей АД.

В настоящее время разработки в области выбора рационального метода повышения качества питающего напряжения и оценке параметров реализующего его устройства ведутся в направлениях активной фильтрации напряжения или применения пассивных резонансных фильтров.

Так, активные фильтры для трехфазных потребителей представляют собой, по сути, автономные инверторы напряжения, в звене постоянного тока которых установлен конденсатор [6]. Принцип действия такого устройства заключается в перераспределении напряжений между фазами за счет энергии, накапливаемой в этих емкостных элементах. К несомненным достоинствам активных фильтров относятся: возможность адаптации к различным формам кривых фазных напряжений; независимость их работоспособности от уровня нагрузки потребителей; компенсация как несинусоидальности, так и несимметрии фазных напряжений; возможность использования активного фильтра для компенсации искажений питающего напряжения одновременно нескольких потребителей; коррекция коэффициента мощности потребителей.

На фоне перечисленных несомненных достоинств активных фильтров, пожалуй, единственным недостатком является их высокая стоимость. При необходимости компенсации значительных реактивных составляющих мощности, например, во время пуска АД, силовые ключи следует выбирать того же порядка, что и потребителей. Это делает фильтрующее устройство по цене сопоставимым с частотным преобразователем. А как известно, последний позволяет не только полностью решать проблемы некачественного питающего напряжения, но и предоставляет массу дополнительных преимуществ, не обеспечиваемых активным фильтром. К ним следует отнести: возможность плавного пуска с контролируемыми токами и моментом; регулирование скорости производственного механизма; реализацию обратных связей и защит по технологическим параметрам и т.д.

Таким образом, активные фильтры, как правило, являются экономически необоснованным решением рассматриваемой проблемы. Перспективным направлением является интеграция их функций в мощные частотные преобразователи, позволяющие регулировать скорость одного из механизмов и одновременно осуществлять коррекцию напряжения в цеховой сети.

К пассивным фильтрам относятся последовательные и параллельные LC-цепочки, настроенные, как правило, на резонанс. Кроме низкой стоимости они долговечны, фактически не требуют наладки, обслуживания и ремонта. К недостаткам пассивных фильтров следует отнести: невозможность коррекции

несимметрии питающего напряжения; неустойчивость резонансных режимов для некоторых типов фильтров из-за дрейфа параметров потребителей.

Для повышения эффективности применения рассматриваемых устройств необходимо не только выбрать тип фильтра и определить его параметры (индуктивность и емкость), которые наилучшим образом корректируют напряжение на входе конкретного АД, но и найти компромисс между техническими и экономическими показателями такого решения.

Необходимый при этом анализ предложенных пассивных фильтров может быть выполнен с помощью разработанной модели АД [4,5]. Так как для фильтрации гармоник более высокого порядка целесообразно повышение индуктивности, то кажется предпочтительно последовательное включение дросселей в цепь питания АД. Более того, при таком подключении обеспечивается резонанс напряжений, и таким образом, минимизируется входное сопротивление для токов основной частоты.

Однако этот режим не всегда устойчив. Вход в резонанс вызывает уменьшение результирующего сопротивления фильтров, и, таким образом, уменьшает падение напряжения на них. Повышение напряжения на зажимах асинхронного двигателя приводит к росту тока статора, и, соответственно, момента, что приводит к изменению скольжения. В результате изменяется результирующее комплексное сопротивление каждой фазы и условия резонанса нарушаются. На рис.5 проиллюстрирован полученный на модели неустойчивый режим работы асинхронного двигателя при подключении рассматриваемого LC-фильтра.

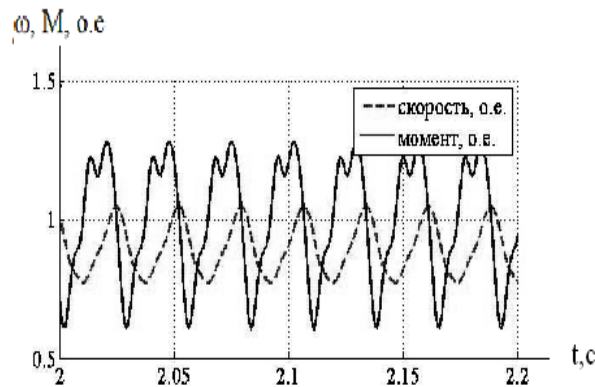


Рис. 5. Изменения момента и скорости АД при подключении последовательного LC-фильтра.

Возможно, применение последовательного LC-фильтра окажется оправданным для компенсации кратковременных провалов питающего напряжения, однако этот вопрос требует дополнительных исследований.

Как показано выше, наихудшее влияние на энергетические показатели АД оказывает вторая гармоника питающего напряжения. Поэтому фильтрация последней в питании асинхронных двигателей является наиболее приоритетной задачей. А для ее решения целесообразно применение параллельных LC-фильтров (рис. 6), настроенных на резонанс токов при частоте $f_p=100$ Гц. При таком резонансе результирующее сопротивление фильтров для второй гармоники стремится к бесконечности, замыкая для нее электрическую цепь. Поэтому такие фильтры и получили название «пробка».

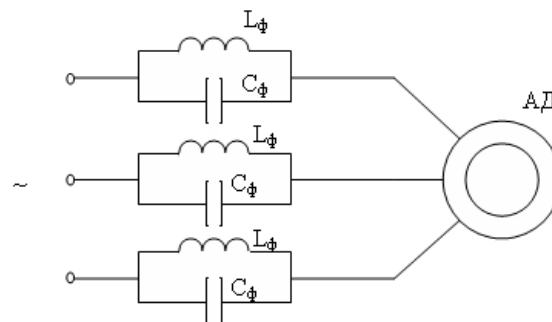


Рис. 6. Подключение параллельных LC-цепей для обеспечения резонанса токов на частоте 100 Гц.

Как известно, любое сочетание индуктивностей и емкостей, удовлетворяющее условию $(2 \cdot \pi \cdot f_p)^2 \cdot L \cdot C = 1$, обеспечит резонанс токов. Однако при этом необходимо прежде всего учесть результирующее комплексное сопротивление фильтров-пробок для основной гармоники (50 Гц), величина

которого существенно влияет на их эффективность. Кроме того, немаловажна и стоимость используемых элементов фильтрующего устройства.

На рис. 7 показано изменение комплексного сопротивления фильтра-пробки при различных значениях емкости в диапазоне 1 мкФ-10 мФ. Индуктивность при этом выбиралась из условия резонанса на частоте 100 Гц. Графики представлены в логарифмическом масштабе. Сопротивление такого фильтра для второй гармоники стремится к бесконечности и поэтому на рисунке не показано.

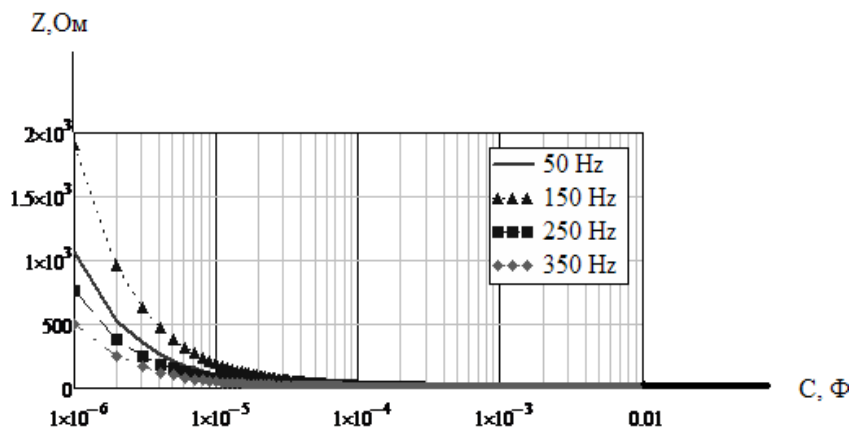


Рис. 7. Зависимость результирующего сопротивления фильтра-пробки от величины используемой в нем емкости

Анализ представленных графиков свидетельствует, что с ростом емкости сопротивление рассматриваемого фильтра быстро падает. Для третьей гармоники оно всегда выше, чем для первой (основной), что является положительным фактором. В дальнейшем, с ростом частоты гармоники сопротивление фильтра-пробки понижается. Очевидно, что применение фильтров со входным сопротивлением порядка сотен Ом на основной частоте недопустимо из-за значительного падения напряжения на них. Поэтому нижней границей емкости являются значения около 100 мкФ (10^{-4} Ф), при котором его входное сопротивление составляет единицы Ом. Верхняя граница должна определяться эффективностью фильтра по интегральным экономическим критериям. Если выбрать емкость в допустимом диапазоне $1 \cdot 10^{-4} - 0.01$ Ф, то индуктивность будет принимать значения 25 - 0.5 мГн, а результирующее сопротивление фильтров при этом составит 10 - 0.1 Ом.

Эффективность применения выбираемых таким образом фильтров-пробок была проверена путем моделирования. На рис. 8 показаны графики напряжения до и после фильтров для случая, когда в питающем напряжении преобладает вторая гармоника. Как видно форма кривой фазного напряжения в данном случае выравнивается. При этом спектр тока статора с фильтром и без него принимает вид (рис.9)

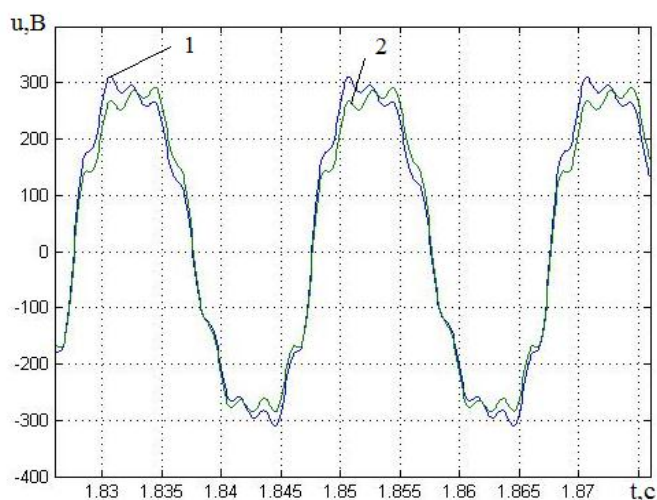


Рис. 8. Фазное напряжение до (1) и после (2) параллельного фильтра-пробки

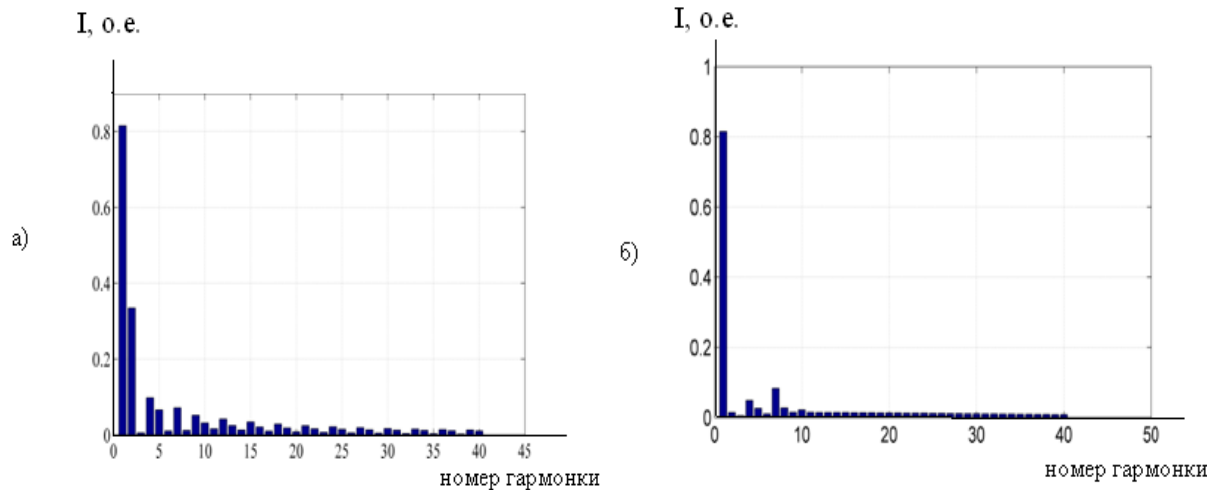


Рис. 9. Спектр тока статора при питании АД без фильтров (а) и при применении фильтров-пробок (б).

Анализ приведенного спектрального состава при применении фильтров-пробок, настроенных на резонанс 100 Гц, свидетельствует о практически полном подавлении второй и всех гармоник свыше десятого порядка.

Выводы

1. При наличии в питании АД дополнительных гармоник больше всего изменяется уровень потребляемой реактивной мощности (падает коэффициент мощности).
2. С ростом номера гармоники ее действие на все энергетические показатели и уровень пульсаций момента уменьшается. Это связано с ростом индуктивного сопротивления обмоток АД при повышении частоты гармоники.
3. Наиболее негативное воздействие на энергетику и пульсации момента АД оказывает вторая гармоника.
4. Начальная фаза гармоники практически не влияет на показатели АД.
5. С ростом номинальной мощности двигателя снижается его чувствительность к наличию в напряжении питания высших гармоник.
6. Сопоставление известных способов фильтрации некачественного питающего напряжения свидетельствует о целесообразности применения пассивных фильтров-пробок, настроенных на резонансную частоту 100 Гц, так как они позволяют практически полностью подавить вторую гармонику, что способствует повышению энергетических показателей электроприводов и эффективности агрегатов, в составе которых они работают.

Указанные обстоятельства определяют приоритеты исследований в области энергоэффективности асинхронных двигателей, работающих в условиях некачественного питания. Очевидно, что необходимо подавлять вторую гармонику тока статора. Это существенно улучшит энергетические показатели АД и снизит пульсации момента. Также следует учитывать повышенное влияние некачественного питающего напряжения на энергетику двигателей малой мощности. Суммарная мощность, потребляемая такими двигателями, превышает мощность больших агрегатов, а значит, наличие высших гармоник в питающей сети приводит к повышенным потерям именно в этих двигателях.

Список литературы

1. О технико-экономической целесообразности работы асинхронных двигателей в сетях с некачественной электроэнергией. / Ю.Г. Качан, А.В. Николенко, В.В. Кузнецов, В.Б. Траппер. // Гірничя електромеханіка та автоматика: Наук.-техн. зб. — 2008. — Вип.80. — С. 58-62.
2. Жежеленко И.В. Высшие гармоники в системах электроснабжения промпредприятий. — М.: Энергоатомиздат, 2000. — 257 с.
3. ГОСТ 13109-97. Нормы качества электрической энергии в системах электроснабжения общего назначения. ИПК. — К.: Изд-во стандартов, 1998. — 15 с.
4. Качан Ю.Г., Николенко А.В., Кузнецов В.В. Реализация модели асинхронного двигателя для условий некачественного питания // Вісник Кременчуцького держ. політехн. ун-ту. — 2009. — №3. — С. 56-58.

5. Качан Ю.Г., Николенко А.В., Кузнецов В.В. Моделирование асинхронного двигателя для условий некачественного питания. Проблемы повышения эффективности электромеханических преобразователей в электроэнергетических системах. // Материалы междунар. науч.-техн. конф. — Севастополь, 2009. — С. 55-56.

6. Електромагнітна сумісність в системах електропостачання. /І.В.Жежеленко, А.К.Шидловський, Г.Г.Півняк, Ю.Л. Сасенко. – Дніпропетровськ: Видавництво НГУ, 2009. - 323 с.

Рекомендовано до друку: д-ром техн. наук, проф. Качаном Ю.Г.

УДК 652.1:586.24

О.О. Азюковський, канд. техн. наук

(Україна, м. Дніпропетровськ, Державний ВНЗ «Національний гірничий університет»)

ПОТЕНЦІАЛ ПІДЗЕМНОГО МЕТАЛЕВОГО ТРУБОПРОВОДУ СФОРМОВАНИЙ ЕЛЕКТРОТЕХНІЧНОЮ СИСТЕМОЮ ЕЛЕКТРОХІМІЧНОГО ЗАХИСТУ

Вступ. Електрохімічний захист підземних металевих трубопроводів є актуальною задачею, з огляду на те, що газопровідна система України є однією з найстаріших у Європі. Розгалужена система підземних газопроводів високого, середнього тиску та розподільчих мереж з низьким тиском газу, на сьогоднішній день складається, переважно, з металевих трубопроводів. Забезпечення цілісності цієї системи зумовлено також потребами мінімізувати втрати газу під час його транспортування, екологічними обмеженнями тощо. Мінімізація корозійних негативних наслідків, шляхом зменшення струмів витоку з підземного металевого трубопроводу до навколишнього ґрунту здійснюється внаслідок формування захисного потенціалу на трубопроводі. У випадку, коли захисний потенціал є значно нерівномірним за довжиною трубопроводу або за часом, виникають струми вирівнювання, що протікають поверхнею металу. В точках витікання струму з металеві труби активно розвивається корозія, що призводить до порушення цілісності трубопроводу та витоку з нього речовини, що транспортується.

Аналіз останніх досліджень і публікацій свідчить, що розвиток сучасної елементної бази і технологій виміру електротехнічних величин, зумовлюють проблему забезпечення незмінності захисного потенціалу підземного металофонду з часом через розширення переліку електромагнітних впливів на розподілену систему підземних сталевих газопроводів [1 – 3]. Ця проблема є актуальною й неповною мірою вирішеною [4,5]. Неузгодженість роботи активних елементів системи захисту від електрохімічної корозії зумовлює використання інших підходів до забезпечення потрібного захисного потенціалу. Особливо в умовах активного впливу струмів, що блукають [4,5]. Складність математичного опису об'єкту, що є розгалуженим у просторі й знаходиться під одночасним впливом багатьох параметрів та у середовищі, якому властиві різні фізико-хімічні характеристики викликає необхідність додаткових досліджень [6,7].

Метою роботи є обґрунтування необхідності уточнення методик вимірювання потенціалу підземного металевого трубопроводу, що захищається від електрохімічної корозії напівактивними засобами захисту.

Матеріали досліджень. Система електрохімічного захисту є ефективним засобом протидії електрохімічній корозії. Розрізняють три види електрохімічного захисту підземного металофонду (рис. 1):

- протекторний захист;
- катодний захист;
- електродренажний захист.

Протекторний захист здійснюється за допомогою гальванічного елемента – анода протектора (рис. 1,а). При його з'єднання з металевим трубопроводом утворюється гальванічна пара. У цій парі підземний металевий трубопровід відіграє роль катода, внаслідок від'ємного електричного потенціалу. Це зумовлює стікання електронів на катод а іонів до ґрунту. Струм, що утворюється, натікає до підземного металевого трубопроводу, що і є головною метою електрохімічного захисту.

Катодний захист відрізняється від протекторного в основному тим, що струм натікання на металевий об'єкт, що захищається, утворено зовнішнім джерелом (рис. 1,б). В якості анода використовується будь-який заземлювач, головною вимогою до якого є спроможність утворювати умови для протікання струму з ґрунту до металевого трубопроводу.

Електродренажний захист в якості захисного струму використовує струм, що блукає (рис. 1,в). Цей струм зумовлений насамперед залізничним електротранспортом. Рейки є провідником тягового електричного струму. Внаслідок опору його протіканню, струм стікає з рейок до ґрунту й натікає до підземного металевого трубопроводу. У точці витоку струму з трубопроводу виникає інтенсивний корозійний про-

цес. Організоване відведення струму (дренування) з трубопроводу до рейок забезпечує натікання струму до металевих труб.

В умовах активного впливу струмів, що блукають, найбільш ефективним є електрохімічний захист. Зниження анодних струмів катодними за допомогою зовнішнього джерела постійного струму забезпечує формування потрібного захисного потенціалу підземного металевого трубопроводу. Катодна поляризація, це процес при якому матеріал, що кородує набуває катодного зміщення. У наслідок цього електрохімічний потенціал об'єкту, що захищається, стає більш від'ємним у порівнянні зі стаціонарним потенціалом.

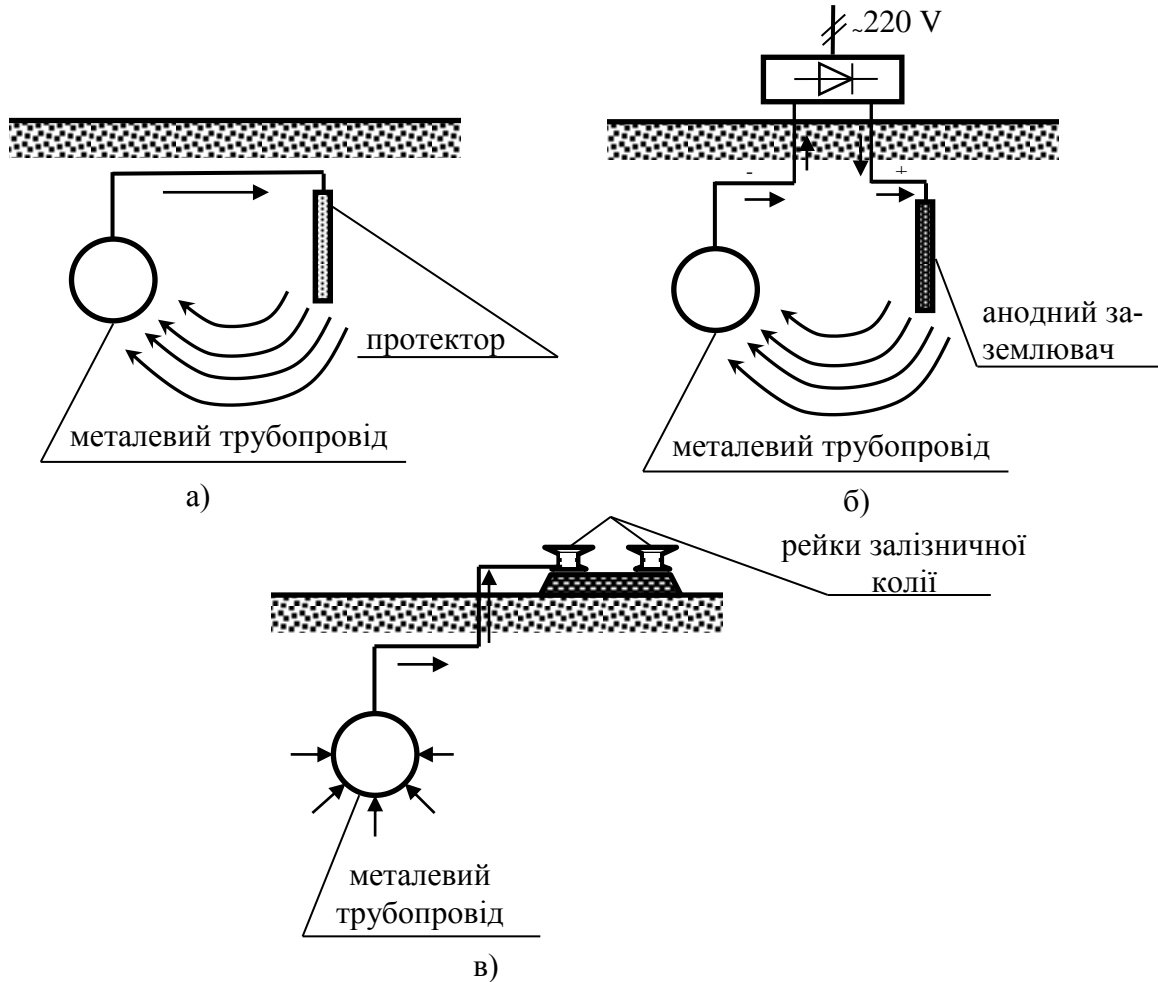


Рис. 1 Схеми протекторного (а), катодного (б), електродренажного (в) захисту

Як зазвичай, щільність струму катодної поляризації j та електрохімічний потенціал металу U пов'язують залежністю $U = f(j)$ (рис. 2). Стаціонарний потенціал металевого підземного трубопроводу (U_{st}) початковим значенням. Катодне зміщення ΔU є від'ємне збільшення потенціалу по відношенню до власного стаціонарного значення (U_{st}). Точка зміни похідної ($O_2 - H_2$) відповідає максимальному значенню дифузійного струму (j_{pr}). Перевищення цього значення призводить до ускладнень з постачання кисню через електроліт й відбувається виділення водню. Цей режим роботи системи катодного захисту є руйнівним для металеві підземної комунікації, тому перевищення максимально припустимої щільності струму є неможливим. Головними критеріями електрохімічного захисту є значення мінімальної щільності струму захисту j_{min} , мінімальне зміщення захисного потенціалу ΔU_{min} , мінімальний захисний потенціал U_{min} , максимальний захисний потенціал U_{max} .

Слід зазначити, що навіть невеликий за значенням катодний струм має захисні властивості, оскільки він все одно зменшує струм анодних пар. Визначення значення захисного струму, що унеможливує струми стікання з підземного металевого трубопроводу до ґрунту є головною задачею електрохімічного захисту. Захисний струм, що натікає на трубопровід є таким, що нерівномірно розподілений за довжиною трубопроводу. Безпосередньо біля точки підключення станції катодного захисту (СКЗ) до металевого трубопроводу щільність струму є максимальною й такою, що значно перевищує значення j_{min} . Зі зростанням відстані від СКЗ до точки виконання виміру, щільність струму зменшується. Відстань, на

якій виконується умова $j = j_{\min}$ є межею роботи однієї СКЗ (рис. 3). Щільність струму j в точці, що є наближеною до анодного заземлювача, є максимальною. Зі збільшенням відстані від цієї точки за координатою x щільність струму зменшується.

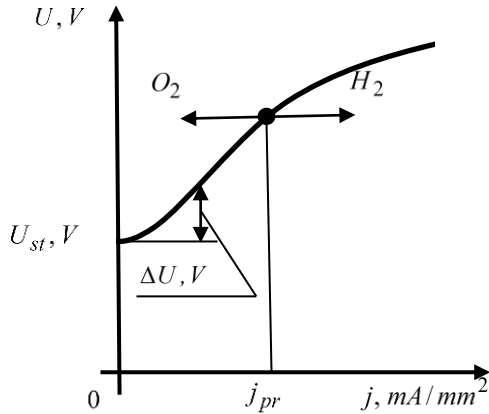


Рис. 2 Катодна поляризаційна характеристика

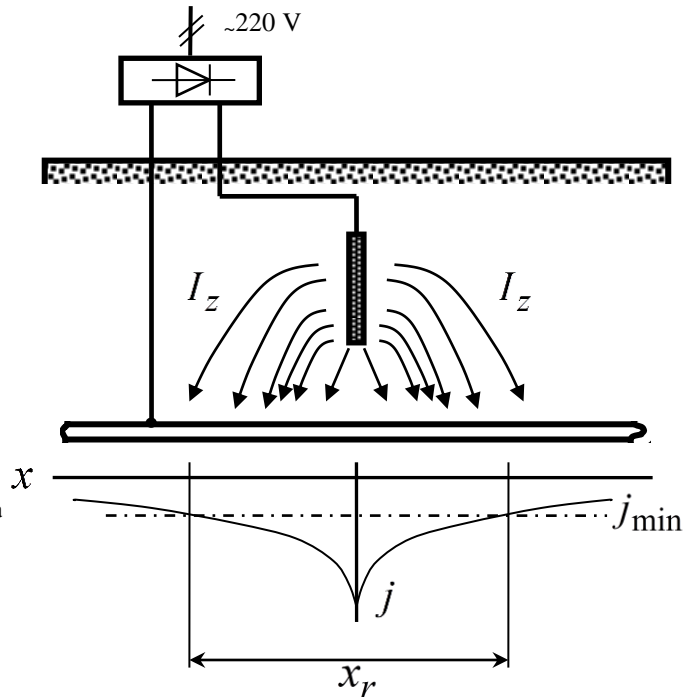


Рис. 3 Межа дії СКЗ

З рисунку 3 видно, що має місце надмірна щільність струму, що натікає на трубопровід, яка також повинна бути обмеженою. Під час розрахунку рекомендована величина щільності визначається як

$$j_{\min} = (3 \dots 5)j_k \quad (1)$$

де j_k - щільність струму корозії, A/m^2 .

Визначення величини щільності струму є достатньо ускладненим. Особливо це стосується підземних металевих трубопроводів. Опосередкованим показником якості захисту є значення потенціалу U , або його зміщення ΔU . Ступінь захисту підземного металевого трубопроводу в залежності від значення катодного зміщення потенціалу визначається як:

$$\Delta U_{zax, \min} = -0.059 \lg \left(\frac{j_k}{j_a} \right) \quad (2)$$

де j_a - максимальна щільність струму захисту, що є припустимою.

Значення мінімального захисного потенціалу дорівнює $U_{z, \min} = -0.85 V$ відносно мідносульфатного електроду порівняння.

Максимальний захисний потенціал визначають виходячи з умов неприпустимості виділення водню на поверхні трубопроводу й водночас, зменшення витрат електричної енергії. Максимальне значення захисного потенціалу для трубопроводів з різним покриттям, що ізолює, дорівнює:

$$U_{zax, \max} = -(2.5 \dots 3.5)V \quad (3)$$

Найбільша небезпека для протикорозійного захисту підземного металевого трубопроводу зумовлюється струмами, що блукають. Головним джерелом цих струмів є залізничний електротранспорт. Безперервні тягові навантаження, значення яких є змінним за часом внаслідок руху потягів змінної завантаже-

ності та профілю колії, призводить до зміни за часом потенціалу рейок відносно почви. Певні ділянки колії мають потенціал, що є змінним за амплітудою вздовж колії, проте не змінює свій знак. Інші ділянки – навпаки, мають змінний за знаком потенціал. Загальна довжина знакозмінних ділянок може сягати половини відстані між підстанціями живлення.

Розглядаючи вплив залізничного електротранспорту на підземні металеві комунікації виконаємо аналіз електричного поля протяжного джерела в безпосередній близькості до нього. Електричне поле, що утворено струмами, які стікають до навколишнього середовища з лінійного трубопроводу розташованого на глибині h від поверхні землі визначається напруженістю [7]:

$$E_x = \frac{1}{4\pi\sigma} \frac{\partial}{\partial x} \int \frac{\partial I(x_0)}{\partial x_0} V(x_0) dx_0 \quad (4)$$

де: $V(x_0) = \frac{e^{-(1+i)\gamma S}}{S} + \frac{e^{-(1+i)\gamma S_1}}{S_1}$; $S = \sqrt{(x-x_0)^2 + r_0^2}$; $S_1 = \sqrt{(x-x_0)^2 + r_1^2}$; $r_0 = \sqrt{y^2 + (z+h)^2}$;

$r_1 = \sqrt{y^2 + (z-h)^2}$; r_0 - радіус провідника (труби трубопроводу); r_1 - відстань до точки вимірювання.

У випадку, коли на певній відстані y від залізничної колії, паралельно ній розташовано трубопровід зі струмами стікання до нього j_p та повним струмом у контактній мережі I_0 , електричне поле в будь якій точці визначається виразом [7]:

$$E_x = -\frac{1}{2\pi\sigma} \frac{\partial}{\partial x} \int_{-\infty}^{\infty} j_p(\xi) \frac{d\xi}{\sqrt{(x-\xi)^2 + y^2}} - \frac{i\omega\mu}{4\pi} \int_{-\infty}^{\infty} I_0(\xi) \left(\frac{1}{\sqrt{(x-\xi)^2 + y^2}} - \frac{1}{\sqrt{(x-\xi)^2 + y_1^2}} \right) d(\xi) \quad (5)$$

де $y_1^2 = y^2 - \frac{2i}{\gamma^2}$; γ - коефіцієнт, що враховує несиметричність відносно нульового значення кривої зміни у часі величини; y - відстань від рейок до трубопроводу за координатою; x - відстань від рейок до трубопроводу за координатою; x_0 - радіус провідника за координатою; i - струм стікання; $\xi = x - x_0$.

Електричне поле від зовнішніх, по відношенню до трубопроводу, джерел утворює в ньому розподілений струм [7]:

$$I_{roz}(x) = \frac{1}{2\alpha_T R_{per}^T} \int_{-\infty}^{\infty} e^{-\alpha_T|x-t|} E_x(t) dt \quad (6)$$

де $\alpha_T = (1+i)\beta_T$ - стала часу розповсюдження; R_{per}^T - перехідний опір трубопроводу.

Підставивши вираз (5) до виразу (6) отримаємо:

$$I_T(x) = -\frac{1}{4\pi\sigma\alpha_T R_{per}^T} \left(\int_{-\infty}^{\infty} e^{-\alpha_T|x-t|} dt \frac{\partial}{\partial t} \int_{-\infty}^{\infty} j_p(\xi) \frac{d\xi}{\sqrt{(t-\xi)^2 + y^2}} + i\gamma^2 \int_{-\infty}^{\infty} e^{-\alpha_T|x-t|} dt \cdot \int_{-\infty}^{\infty} I_0(\xi) \left(\frac{1}{\sqrt{(t-\xi)^2 + y^2}} - \frac{1}{\sqrt{(t-\xi)^2 + y_1^2}} \right) d\xi \right) \quad (7)$$

Струм I_T в трубопроводі викликає падіння напруги, яка підлягає виміру й є опосередкованою характеристикою корозійного стану. Головними заходами забезпечення протикорозійного захисту в умовах інтенсивного впливу струмів стікання з рейок до трубопроводу є використання електричних дренажів. Під час руху локомотиву виникають досить сильні струми стікання, що утворюють зміщення потенціалу об'єкту, що захищається. Зміни за часом потенціалу підземного металевого трубопроводу який захищається за допомогою земляного дренажу наведені на рис. 4. На основі інформації про величину перехідного опору трубопроводу та вимірний потенціал, можливо отримати значення струмів стікання, які сягають десятків ампер. Слід звернути увагу на наявність позитивного значення сигналу, амплітуда якого дорівнює 10 В. У ці проміжки часу трубопровід виступає в якості аноду, й інтенсивно руйнується. Також,

має місце значна перекомпенсація потенціалу захисту. Відмінне значення дорівнює -10 В., що призводить до інтенсивного виділення водню з поверхні металу й призводить до відслоювання ізоляційного покриття.

Використання в якості організованого відведення струмів системи дренажів, без автоматичного вимірювання значення потенціалу, призводить до погіршення стану протикорозійного захисту. У певні проміжки часу, зважаючи на необхідність забезпечення раціонального використання електричної енергії, що обмежує залучення станцій катодного захисту як активних елементів протикорозійного захисту, більш сприятливим є відключення системи дренажу.

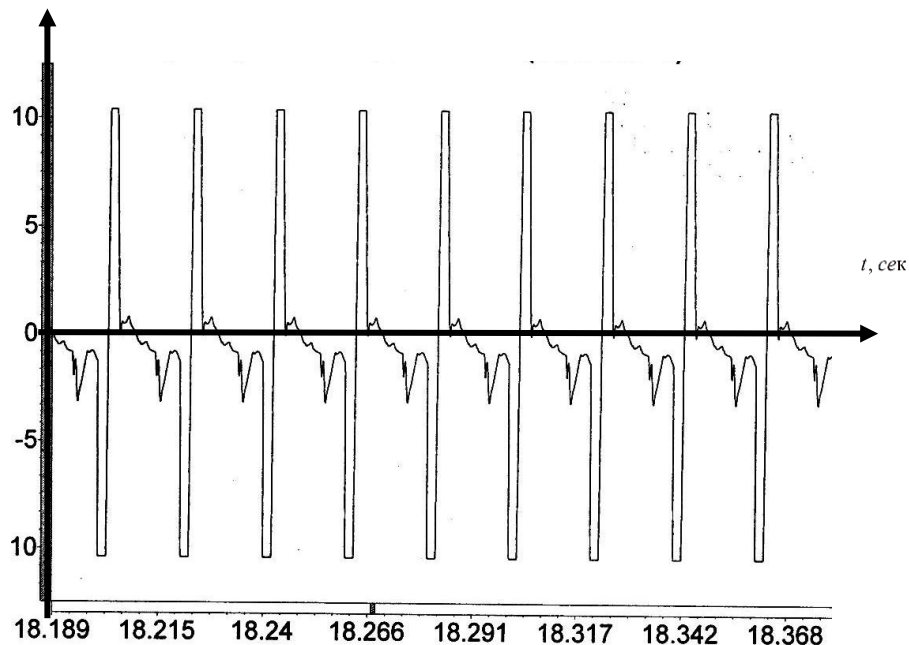


Рис. 4 Зміна за часом потенціалу підземного металевого трубопроводу

Висновки. На основі виразу, що розраховує повний струм у трубопроводі та вимірних значень потенціалу підземного металевих трубопроводів, на якому забезпечено організоване відведення струмів за допомогою земляного дренажу, можливе визначення струмів стікання з трубопроводу до навколишнього середовища. Використання електротехнічної системи захисту підземного металевих трубопроводів від електрохімічної корозії в умовах активного впливу струмів, що блукають, без автоматичної системи контролю потенціалу об'єкту, що підлягає захисту є недоцільним.

Список літератури

1. Джала Р. М. Сучасний стан і проблеми контролю корозії підземних трубопроводів // Проблеми корозії і протикорозійного захисту конструкційних матеріалів: IV Міжнар. конф.-вист. "Корозія '98" - Львів: ФМІ НАН України, 1998. – С. 411-414.
2. Вербенець Б. Я. Безконтактний метод і прилади для контролю протикорозійного захисту підземних трубопроводів: дис. кандидата технічних наук: 05.11.13 / Вербенець Богдан Ярославович. – Л., 2011. – 106 с.
3. Джейн Т. Пэйджак Несогласованное применение катодной защиты повышает вероятность повреждений // Нефтегазовые технологии №1 – 2000. – 93с.
4. Бешта О.С. Сумісна робота станцій катодного захисту підземних металевих трубопроводів від електрохімічної корозії / О.С. Бешта, О.О.Азюковський // Проблеми підвищення ефективності електромеханічних перетворювачів в електроенергетичних системах: Матеріали наук.-техн. конф. — Севастополь: Сев. НТУ, 2013. — С. 17-19.
5. Aziukovskyi A. The electrochemical cathodic protection stations of underground metal pipelines in uncoordinated operation mode / A. Aziukovskyi // CRC Press. Balkema is an imprint of the Taylor & Francis Group, an informa business, London, UK 2013– P. 47 – 55.
6. Склярів С. А. Математические модели и информационные технологии автоматизированного управления системами противокоррозионной защиты магистральных трубопроводов: дис. на соискание ученой степени кандидата технических наук.: 05.13.06/ Склярів Станіслав Александрович. - Х., 2002 - 168с.
7. Стрижевский И. В. Теория и расчет влияния электрифицированной железной дороги на подземные металлические сооружения./ И.В. Стрижевский, В.И. Дмитриев. – М.: Машиностроение, 1967 – 227с.

Рекомендовано до друку: д-ром техн. наук, проф. Хіловим В.С.

*A.N. Grebeniuk, candidate of technical science
(Ukraine, Dnipropetrovsk, academy of "National Mining University")*

SAFETY CUTOUT DEVICE WHILE BREAKING AERIAL CONTACT WIRE IN TRACTION NETWORKS

Problem

Major task of servicing exploitation networks power supply is:

- Warning about damage of the nets;
- Timely showing up and removal faultiness, and then immediate elimination that damage, which be able to call stopping in power supply.

One of the reason origin monophas locking on the ground in system of power supply is a abruption of wire at air line electricity transmission or contact line. Scurf ice-slick in the wire is a big danger for normal working, as air line, as well as contact wire, since call considerable overload, approach, intensive vibration with influence of the wind, short circuit, fusion and abruption of wire.

At the precipice air line electricity transmission or contact wire and falling his on the ground or sleeper grating origin step-type voltage, what being dangerous for people life's.

Aim of the article is a view possibility improvement condition electro security witch depend of methods and means by defence distributive networks at stated damage and not admit to further evolution damage.

For air line network electricity transmission exist method defence by break phase wire.

At that, such defence disables line from source to moment contact ragged wire to ground.

Defence starting when phase wire LED is a break, when in one phase is absent current or sharply reducing.

System of power supply electrify railroad consist in two parts:

1. Tractive
2. Outward

In tractive network get in tractive substation and tractive network. Main element in tractive network is aerial contact wire and rail way. Outside diagram of power supply provide connecting with tractive substation and power supply source. In railway power supply system most important element is contact network. She can't have reserve, and so work reliability trying go up by means compartmentation. It's permit at damage cut off not all contact network but only defective district. In exploitation be present chance a covering neutral inserts. At the same time make up powerful electrical arc, with this happen burning wire contact network, and when in line case, and most heavy damage. Current in the network stipulate covering, like (400-600 A), what lower current burden. Relay protection on tractive substations and position slice, divorce from current burden and don't sensible for this procedure. In case of abruption of wire and falling his on the ground or sleeper grate intermediate resistance can arrive at 20 OM or more. Big arc resistance is complicate protection work, especially her steps which react to phase corner short-circuit current. Analyse efficiency protection methods show to us, what possible emergency procedure, of which probably nonoperation the most widespread protection methods from locking. If considered intermediate resistance in locking point and complication determination, where happen locking, this probably don't abrasion equipment protection sharply growing up. For exclusion indicated problem suggest defence from breaking contact line. At the same time this protection be able to avert line-to-ground locking by break contact wire at the expense disconnection section before contact moment ragged wire to the ground.

Disconnection time for emergency section be determine:

$$t_{omk} = t_{c.3.} + t_{o.3.} + \Delta t$$

where $t_{c.3.}$ - own operation time protection (0,1 s); $t_{o.3.}$ - switch operation time (0,1-0,2 s); Δt - protection delay. Time lag from break contact wire moment to touching his to the ground:

$$t = (2 \cdot h \cdot g^{-1})^{0.5}$$

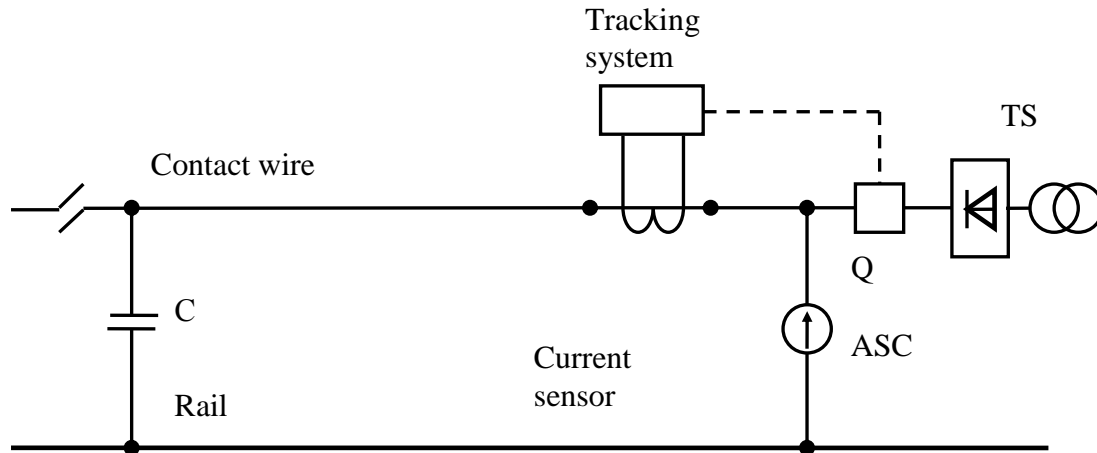
where h - Height aerial contacts wire (5750 – 6800 mm); g - free fall acceleration.

Accounts showed what exit real possibility with the help with this equipment, we can avert locking system on the ground, as time lag from abruption of wire to contact his to the ground equal (1,2-1,3 s), and time disconnection will be 0,3 s.

Protection from break contact wire working at the absent current in contact wire, but as rolling-stock moving relatively traction substation and possible conditions absence load current in one feeder contact network, as

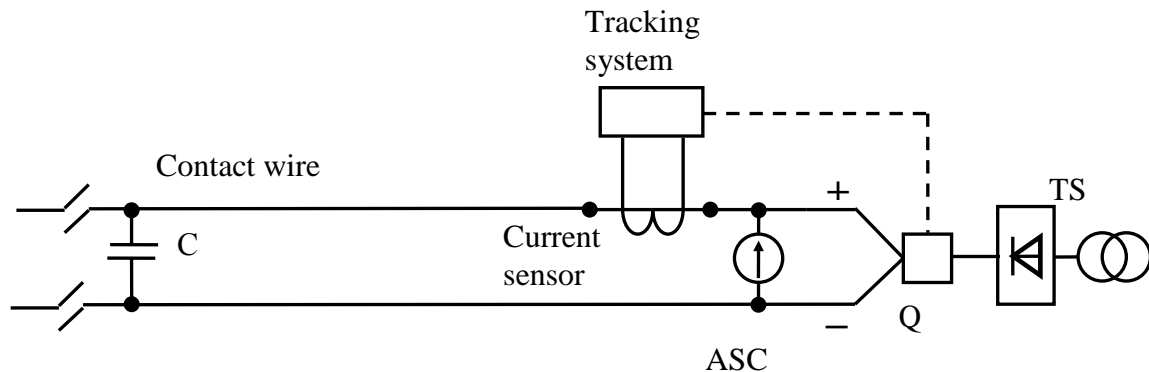
be exist slice aerial contact wire. That why it is possible to use imposition active current. Efficient current necessary to choose such frequencies, so as to he don't create trouble.

At this picture introduce scheme to explain principle of operation protection system.



Pic. 1. Schematic circuit equipment from broken contact wire.

To feed systems connect up another source active current (ASC). So as to current flowing don't depend from burden in the end of feeder zone to install condenser (C). In normal conditions from current sensor on entry system come signal, as soon as the signal is break, the tracking system cut off switch (Q). At the same time power supply from traction substation (TS) abandon. This tractive rail network scheme we can use at the city. Tractive network electricity transport in town working in special condition. Tractive network rail transport asymmetrical. Big distinguish parameters contact and rail network (Rail network shunt ground and depend on weather condition), At the same time on this region of network use mobile composition different system effecting different influence on the network.



Pic. 2. Schematic circuit equipment from broken contact wire trolleybus network .

Loading of highways increased thus. Cars in city are under a trolleybus network and in case of precipice of pin wire of this network possible falling live wire(0,6 kV), on a car that can cause material losses, and also hit of simple citizens under tension. The use of this system is therefore offered there is a fundamental chart in a trolleybus network presented that on a Pic. 2.

Conclusion

Maybe, by means of this device to prevent the mode of earth-fault and increase electrosecurity of the systems of feed of public and main transport.

List of literature

1. Защитное отключение при обрыве провода. Ф.П. Шкрабец, А.А Дворников, В.И. Гордиенко // Транспорт. Збірник наукових праць Дніпропетровського державного технічного університету залізничного транспорту. Випуск 7. Дніпропетровськ, Наука і освіта, 2001. – С. 125 – 127.
2. Фигурнов Е.П. Релейная защита. Учебник для студентов электротехнических и электромеханических специальностей транспортных и других вузов – К.: Транспорт Украины, 2004. – 565с.

Рекомендовано до друку: д-ром техн. наук, проф. Шкрабцем Ф.П.

*Ф.П. Шкрабец, д-р техн. наук, А.В. Остапчук, канд. техн. наук, М.С. Кириченко
(Украина, Днепропетровск, ГВУЗ "Национальный горный университет")*

ОЦЕНКА СОСТОЯНИЯ ПОВРЕЖДАЕМОСТИ В ЭЛЕКТРОУСТАНОВКАХ НАПРЯЖЕНИЕМ ВЫШЕ 1000 В ГОРНЫХ ПРЕДПРИЯТИЙ

Введение. Электрические сети и оборудование систем электроснабжения горных предприятий эксплуатируются в очень специфических условиях, что в значительной степени определяет уровень надежности электроснабжения и уровень электробезопасности. В современных рыночных условиях надежность электроснабжения неразрывно связана с экономическими показателями и энергетической безопасностью промышленных предприятий.

Условия эксплуатации электрических сетей и оборудования шахт и рудников (подземные горные работы) характеризуются следующими особенностями:

- высокая относительная влажность и наличие капежа;
- ограниченность рабочего пространства из-за маленьких габаритов подземных горных выработок;
- наличие взрывной пыли или газов;
- влияние химических реагентов (кислотных и щелочных вод);
- периодическое перемещение большинства механизмов и электрооборудования;
- тяжелые условия обслуживания электрических сетей и оборудования.

На открытых горных работах системы электроснабжения имеют ряд особенностей, которые определяются условиями эксплуатации электрических сетей и оборудования, а также спецификой ведения технологических работ [1], а именно:

- непрерывным или периодическим передвижением горнотранспортных машин в связи с частым перемещением фронта горных работ;
- расположением электрических сетей и оборудования на открытом воздухе и, следовательно, влиянием запыленности, влаги и достаточно резко колеблющихся климатических параметров;
- большой площадью горных разработок и децентрализацией рабочих мест, усложняющих схемы и обуславливающих разветвленность распределительных сетей;
- непостоянством рабочих горизонтов и состоянием почвы на рабочих уступах, значительными перепадами высот, вызывающими трудности сооружения и эксплуатации воздушных и кабельных линий электропередачи;
- ведением взрывных работ (кроме карьеров россыпных месторождений), сопряженных с опасностью повреждения линий и оборудования;
- постоянным присутствием персонала и работой большого числа передвижных машин и механизмов в зоне расположения линий электропередачи и оборудования.

Целью работы является анализ основных причин возникновения повреждений в электрических сетях и оборудовании систем электроснабжения горных предприятий и оценка состояния повреждаемости.

Изложение основного материала. Основными критериями выбора системы электроснабжения горных предприятий следует считать ее безопасность, надежность и экономичность. Непосредственное влияние на отмеченные критерии выбора систем электроснабжения делают возможными аварийные режимы, то есть разные виды повреждений в электрических сетях и оборудовании [2]. Отмеченные довольно жесткие условия эксплуатации систем электроснабжения горных предприятий "обеспечивают" повреждаемость распределительных сетей и оборудования, которая значительно превышает уровень аналогичных повреждений в электрических сетях предприятий не горной области. К аварийным режимам следует отнести все виды повреждений, которые согласно ПУЭ и правил безопасности должны отключаться релейной защитой, а именно:

- междуфазные короткие замыкания (трехфазные и двухфазные);
- несимметричные замыкания в трехфазной системе.

Основными причинами возникновения коротких замыканий являются:

- естественное старение (износ) изоляции;
- механические повреждения;
- неудовлетворительные условия эксплуатации;
- низкое качество монтажа;
- ошибки обслуживающего и ремонтного персонала.

С точки зрения работы электрических сетей и оборудования наиболее трудными являются трехфазные и двухфазные короткие замыкания.

Появление несимметричных повреждений связано с повреждением изоляции фаз относительно земли. Несимметричные повреждения в распределительных сетях напряжением 6-35 кВ шахт можно разделить на два основных вида:

- 1) замыкание одной фазы сети на землю;
- 2) двойные замыкания на землю (замыкание на землю в разных точках распределительной сети).

Кроме приведенной общей классификации несимметричных повреждений следует различать металлические (глухие) замыкания на землю, дуговые (через перемежающуюся дугу) и через переходные сопротивления в точках повреждения.

Все несимметричные повреждения характеризуются появлением составляющих (тока и напряжения) нулевой последовательности. Характеристики параметров нулевой последовательности в переходном и установившемся режиме повреждения определяются видом повреждения, параметрами электрической сети и местом повреждения и, в значительной мере, режимом работы нейтрали электрической сети.

Однофазные замыкания на землю (на корпус) появляются вследствие механического повреждения электрического пробоя изоляции фазы сети относительно земли. Такие повреждения в установившемся режиме практически не представляют опасности для работы электроприемников, так как симметрия междуфазных напряжений практически не нарушается, а значение тока однофазного замыкания, как правило, во много раз меньше тока нагрузки. Однако с точки зрения электробезопасности такие повреждения представляют значительную опасность за счет появления на корпусах электрооборудования значительных потенциалов (особенно в переходных режимах). Кроме того, при таких повреждениях резко возрастает вероятность появления двойных замыканий на землю.

Двойные замыкания на землю в разных точках распределительной сети появляются в результате действия внутренних перенапряжений или являются развитием возникших однофазных замыканий на землю. Двойные замыкания могут сказываться на режиме работы электроприемников и представляют особую опасность с точки зрения поражения людей электрическим током. Такие повреждения при определенных условиях сопровождаются появлением высоких потенциалов на корпусах всего заземленного электрооборудования (практически по заземляющей сети распределяется линейное напряжение).

Повреждаемость в системах электроснабжения шахт непосредственно связана с надежностью электроснабжения, а также значительно влияет на уровень электротравматизма. Установлено, что количество электротравм при ликвидации аварий увеличивается приблизительно вдвое по сравнению с плановыми работами по обслуживанию электрических сетей и оборудования.

Основными причинами возникновения замыканий на землю в электрических сетях являются:

- воздействие перенапряжений на изоляцию элементов электрической сети;
- постепенное изменение диэлектрической прочности (старение) изоляции;
- воздействие внешних объектов и дефекты монтажа электрических сетей и оборудования;
- внезапные изменения расстояния между токоведущими и заземленными частями электрического оборудования.

Замыкания на землю со стороны электроприемников возможны в карьерных смешанных воздушно-кабельных сетях и сопровождаются, как правило, обрывом одной фазы воздушной ЛЭП. Указанные повреждения вызывают неполнофазный режим работы электроприемников и сопровождаются появлением кратковременных перенапряжений в распределительной сети. В установившемся режиме повреждения со стороны электроприемника с точки зрения электробезопасности практически соответствуют обычным однофазным замыканиям на землю [3].

Анализ эксплуатационных данных об аварийности карьерных распределительных сетей показывает, что на долю замыканий на землю приходится до 65...90 % всех повреждений. Частота замыканий на землю в распределительных сетях и их элементах определяется условиями эксплуатации, назначением и конструктивным исполнением.

По данным статистических исследований, наиболее уязвимым элементом является гибкий экскаваторный кабель, на долю которого, как следует из табл. 1, приходится более половины замыканий на землю. Анализ характера и мест повреждений кабельных карьерных сетей показывает, что более 90 % из всех повреждений кабелей приходится на замыкания на землю, а менее надежным элементом кабельной линии являются концевые заделки, счалки и соединительные муфты.

Таблица 1

Распределение замыканий на землю среди элементов системы электроснабжения

Элемент сети	Доля отказов
Гибкий экскаваторный кабель	0,509
Воздушная ЛЭП	0,120
Приключательный пункт	0,034
Экскаватор	0,225
Передвижная трансформаторная подстанция	0,018
Карьерное распределительное устройство	0,030

Частота появления двойных замыканий на землю составляет по данным [4] от 9 до 17 % от всех повреждений фазной изоляции. Основная причина появления двойных замыканий – действие перенапряжений, сопровождающих однофазные замыкания на землю. На рис. 1 представлена осциллограмма перехода однофазного замыкания на землю в двойное. Распределение относительной частоты двойных замыканий на землю по различным видам карьерного электрооборудования показано в табл. 2.

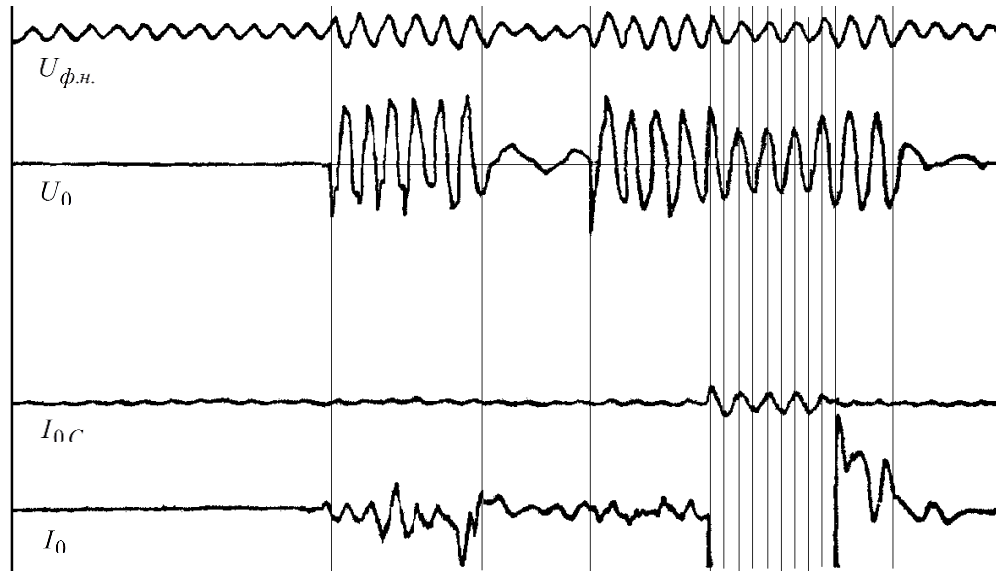


Рис. 1. Переход однофазного замыкания на землю в двойное

Таблица 2

Распределение двойных замыканий на землю по видам электрооборудования	
Элемент карьерной сети	Доля отказов
Гибкий резиновый кабель	0,74
Электрооборудование экскаваторов	0,21
Воздушная ЛЭП	0,02
Другие элементы	0,03

Успешность работы технологического оборудования на открытых горных работах во многом определяется надежностью системы электроснабжения.

Надежность систем электроснабжения зависит от множества факторов, большинство из которых являются случайными. Качественные показатели надежности не пригодны для инженерных целей, т.к. они не позволяют рассчитывать надежность существующих и вновь вводимых элементов; сравнивать надежность различных элементов и систем; рассчитывать сроки службы и необходимое количество запасных деталей для нормальной эксплуатации системы.

Основным качественным показателем, характеризующим надежность системы, является понятие отказа, т.е. события, при котором нарушается работоспособность объекта или он перестает соответствовать требованиям, установленным нормативно-технической документацией

По характеру процесса возникновения бывают внезапные и постепенные отказы.

Внезапные отказы характеризуются резким, скачкообразным изменением основных параметров системы (элемента) вследствие воздействия многих случайных факторов. Внезапный отказ обычно является следствием накопления мелких неисправностей и повреждений. Постепенные отказы наступают вследствие плавного изменения параметров системы при ее износе и старении.

Для большинства элементов системы электроснабжения постепенное изменение их характеристик за границы допуска обычно проходит незамеченным, и перерыв в электроснабжении наступает только тогда, когда элемент не в состоянии выполнять своих функций, т.е. при внезапном отказе (пример – постепенное старение изоляции, впоследствии приводящее к короткому замыканию). Поэтому любой отказ, приведший к перерыву электроснабжения, можно рассматривать как внезапный.

Повреждения и неисправности в системах электроснабжения могут возникнуть из-за дефектов оборудования, т.е. из-за несоответствия его установленным требованиям при выпуске с завода-изготовителя (брак продукции), из-за аварийных (нерасчетных) воздействий окружающей среды или в результате неправильной транспортировки, монтажа, обслуживания и ремонта. При этом в зависимости от причины возникновения различают:

- конструкционные – отказы, возникающие в результате нарушения установленных правил и норм конструирования;
- производственные – отказы, возникающие в результате нарушения установленных процессов изготовления и ремонта;
- эксплуатационные – отказы, возникающие в результате нарушения установленных правил и условий эксплуатации.

Для практических расчетов в системах электроснабжения применяют количественные характеристики надежности, полученные методами теории вероятности и математической статистики.

К основным количественным показателям надежности относят следующие:

1. Вероятность безотказной работы $P(t)$ – вероятность того, что в заданном интервале времени t при определенных режимах и условиях эксплуатации не произойдет ни одного отказа. В условиях эксплуатации из статистических данных

$$P(t) = \frac{N_0 - n(t)}{N_0}, \quad (1)$$

где N_0 – начальное число испытываемых систем или элементов; $n(t)$ – число систем или элементов, отказавших за время t .

Эта функция наиболее полно определяет надежность системы и ее отдельных элементов.

2. Вероятность отказа $Q(t)$ – это вероятность того, что за время t произойдет хотя бы один отказ. Для определения $Q(t)$ по статистическим данным пользуются выражением

$$Q(t) = \frac{n(t)}{N_0} \quad (2)$$

Поскольку вероятность безотказной работы и вероятность отказа – это события несовместные (т.е. не могут появиться одновременно в результате однократного испытания) и противоположные, то для них справедливо равенство

$$P(t) + Q(t) = 1 \quad (3)$$

3. Нарботка на отказ T_0 – среднее время работы системы (или элементов) между двумя соседними отказами, которое может быть определено из выражения

$$T_0 = \sum_{i=1}^{N_0} T_{0i} / N_0 \quad \text{или} \quad T_0 = \sum_{i=1}^r t_i / r. \quad (4)$$

где T_{0i} – наработка на отказ i -й системы или i -го элемента; r – количество отказов системы или элемента за время испытаний t ; t_i – время безотказной работы между соседними отказами.

4. Среднее время восстановления T_B – среднее время отыскания и устранения одного отказа

$$T_B = \sum_{i=1}^r \tau_i / r, \quad (5)$$

где τ_i – время восстановления системы (элемента) после очередного i -го отказа.

5. Интенсивность отказов $\lambda(t)$ – это количество отказов в единицу времени, отнесенное к числу систем или элементов, оставшихся исправными к началу рассматриваемого промежутка времени

$$\lambda(t) = \frac{\Delta n(t)}{N_0 P(t) \Delta t}, \quad (6)$$

где $\Delta n(t)$ – число систем или элементов, отказавших за время Δt .

6. Параметр потока отказов $\omega(t)$ – среднее число отказов восстанавливаемой системы или элемента, приходящееся на единицу оборудования в единицу времени, взятое для рассматриваемого момента времени

$$\omega(t) = \frac{\sum_{i=1}^{N_0} r_i(t + \Delta t) - \sum_{i=1}^{N_0} r_i(t)}{N_0 \Delta t}, \quad (7)$$

где $r_i(t + \Delta t)$ и $r_i(t)$ – число отказов i -й системы или элемента по состоянию на моменты времени соответственно $(t + \Delta t)$ и t ; Δt – рассматриваемый период работы системы или элемента, причем физический смысл параметра потока отказов – это вероятность отказа в достаточно малую единицу времени.

7. Коэффициент готовности k_G – вероятность того, что система (или элемент) будет работоспособна в произвольно выбранный момент времени и определяется как отношение времени, в течение которого она находится в рабочем $T_{раб}$ состоянии и в резерве $T_{рез}$, к сумме времени его аварийного простоя $T_{ав}$, рабочего $T_{раб}$ и резервного $T_{рез}$ состояний за рассматриваемый интервал времени

$$k_G = (T_{раб} + T_{рез}) / (T_{ав} + T_{раб} + T_{рез}). \quad (8)$$

Коэффициент готовности является важным показателем надежности систем электроснабжения, так как характеризует не только их эксплуатационные свойства, но и квалификацию обслуживающего персонала. Недостатком такой количественной характеристики является то, что по его величине невозможно судить о времени безотказной работы системы.

8. Коэффициент отказов k_0 – отношение числа отказов системы из-за выхода из строя данного типа элементов к общему числу отказов системы

$$k_0 = r_i / r, \quad (9)$$

где r_i – число отказов системы из-за отказа i -го элемента за определенный промежуток времени. Коэффициент отказов характеризует не абсолютную надежность элемента системы, а его надежность по отношению к другим элементам системы.

Данный коэффициент позволяет выделить из общего числа отказы отдельных элементов системы и, следовательно, определить, надежность каких элементов является недостаточной. Однако при этом не учитывается количество однотипных элементов и время вынужденного простоя при их отказе.

Таблица 3

Показатели надежности элементов распределительных сетей карьеров

Элементы распределительной сети	Параметр потока отказов, $10^{-4}, 1/ч$	Наработка на отказ, ч	Время восстановления, ч
Воздушная линия электропередачи:			
– стационарная	0,66 ... 1,82	14235 ... 18182	1,3 ... 2,16
– передвижная	3,88 ... 5,07	1972 ... 2780	1,1 ... 1,85
Гибкий экскаваторный кабель	4,75 ... 9,39	1230 ... 2105	2,46 ... 3,38
Приключательный пункт	1,41 ... 3,1	3225 ... 5400	1,78 ... 3,0
Соединительные кабельные коробки, штепсельные разъемы	2,66 ... 2,75	3710 ... 3760	1,03 ... 1,3
Передвижная трансформаторная подстанция	1,11 ... 1,85	5406 ... 6856	1,78 ... 3,5
Электрооборудование экскаваторов, вводное устройство	2,81 ... 3,5	3215 ... 4700	3,8 ... 5,25

В таблицах 3 и 4 представлены количественные показатели эксплуатационной надежности элементов подземной части систем электроснабжения шахт напряжением 6 кВ [5].

Показатели надежности элементов шахтной электрической сети

Элемент схемы	Параметр потока отказов, 10^{-5} , 1/ч	Наработка на отказ, ч	Время восстановления, ч
Распределительные устройства	2,4 ... 103	970 ... 42400	4,2 ... 4,9
Передвижная подстанция ТКШ ВПС	13,3	7500	-
Кабели (на 100 м):			
– ствольные	2,4	42400	15,0
– в наклонных выработках без рельсового транспорта	6,5	15400	5,43
– в наклонных выработках с рельсовым транспортом	9,0	11300	5,43
– в горизонтальных выработках без рельсового транспорта	3,7	26800	5,33
– в горизонтальных выработках с рельсовым транспортом	6,7	14900	5,33
Электродвигатели	3,0 ... 25,0	4000 ... 33000	20,0

Анализ повреждаемости элементов системы электроснабжения горных предприятий показывает, что основная их масса (до 60 %) приходится на кабельные линии и вызвана электрическим пробоем изоляции. На силовые трансформаторные подстанции приходится от 6 до 33 % от всех повреждений. Часть повреждений электрооборудования, возникающие в результате ошибочных действий обслуживающего персонала, могут быть предотвращены. Основным путем для решения этой проблемы является повышение уровня подготовки эксплуатационного и оперативного персонала.

Особо следует отметить, что однофазные и особенно двойные замыкания на землю в значительной степени повышают вероятность поражения рабочих и обслуживающего персонала в условиях горных предприятий от действия аварийных токов и выносных потенциалов. Эффективными путями решения проблемы предупреждения или минимизации повреждений и развития аварий в электрических сетях напряжением выше 1000 В шахт и карьеров, а также обеспечения гарантированного уровня электробезопасности следует считать:

- разработка и внедрение технических средств непрерывного и селективного контроля изоляции с функциями защитного отключения;
- применение средств ограничения внутренних перенапряжений;
- исследование и разработка систем минимизации аварийных токов и выносных или наведенных потенциалов до безопасных значений;
- обоснование и разработка системы предварительного контроля изоляции для условий разветвленных систем электроснабжения шахт и карьеров.

Выводы.

1. Уровень повреждаемости системы электроснабжения горных предприятий превышает аналогичные показатели в других отраслях промышленности. Анализ эксплуатационных данных об аварийности свидетельствует о том, что на долю замыканий на землю приходится до 65...90 % всех повреждений. Наиболее уязвимым элементом является гибкий экскаваторный кабель (50,9%). Частота появления двойных замыканий на землю составляет от 9 до 17% от всех повреждений фазной изоляции.

2. Для повышения уровня надежности систем электроснабжения и обеспечения условий электробезопасности высоковольтных систем горных предприятий требуется разработка и внедрение технических решений и систем, обеспечивающих значительное сокращение аварийных режимов и минимизацию их негативных последствий

Список литературы

1. Пивняк, Г.Г. Несимметричные повреждения в электрических сетях карьеров: справочное пособие [Текст] / Г.Г. Пивняк, Ф.П. Шкрабец // М.: Недра, 1993. – 192 с.
2. Разумный, Ю.Т. Повышение эффективности электроснабжения угольных шахт [Текст] / Ю.Т. Разумный, Ф.П. Шкрабец // К.: Техника, 1984. –136 с.
3. Серов, В.И. Методы и средства борьбы с замыканиями на землю в высоковольтных системах горных предприятий [Текст] / В.И. Серов, В.И. Щуцкий, В.М. Ягудаев // М.: Наука, 1985. – 136 с.
4. Лихачев, Ф.А. Замыкания на землю в сетях с изолированной нейтралью и компенсацией емкостных токов [Текст] / Ф.А. Лихачев // М.: Энергия, 1972. – 151 с.
5. Сокил, А.М. Проблемы энергосбережения и надежности в технологиях добычи и переработки россыпей [Текст] / А.М. Сокил, В.Г. Скосырев, Ф.П. Шкрабец // Днепропетровск: Полиграфист, 2000. – 195 с.

Рекомендовано до друку: д-ром техн. наук, проф. Разумним Ю.Т.

О.О. Матусевич. канд. техн. наук

(Україна, Дніпропетровськ, Дніпропетровський національний університет залізничного транспорту імені академіка В.Лазаряна)

**УДОСКОНАЛЕННЯ СИСТЕМИ ДІАГНОСТУВАННЯ
СИЛОВИХ ТРАНСФОРМАТОРІВ ТЯГОВИХ ПІДСТАНЦІЙ
ЕЛЕКТРИФІКОВАНИХ ЗАЛІЗНИЦЬ**

Вступ

Надійна робота електроустаткування підстанцій – один із основних чинників, що визначає стабільне тягове електропостачання залізниць. Силкові трансформатори є основними елементами електричних мереж та систем, які визначають надійність і економічність їх функціонування.

На сьогодні основною проблемою експлуатації трансформаторного парку є експлуатація значної кількості трансформаторів, які вже відпрацювали свій нормативний термін служби. На залізницях України тягове електропостачання здійснюється від 305 стаціонарних та пересувних тягових підстанцій (ТП). З них 233 стаціонарних (76,3 % від загальної кількості) та 10 пересувних з терміном служби понад 30 років [1]. На цей час процес старіння парку ТП та його силового електрообладнання практично не знижує своїх темпів. У цих умовах вдосконалення системи сервісного обслуговування старіючого електрообладнання ТП стає не лише завданням підтримки його працездатності, але і завданням підтримки на належному рівні надійності електропостачання в цілому.

Ключовими в цій ситуації стають такі питання:

- який фактичний або залишковий ресурс працездатності ТП та конкретної групи або одиниці електроустаткування?;

- які фактичні характеристики надійності конкретної групи або одиниці електроустаткування ТП, термін служби якого істотно перевищує зазначений в технічній документації?

Однак нині, абсолютно точних і однозначних відповідей на ці питання майже не існує. Це обумовлено, перш за все, відсутністю достовірних вихідних даних і складністю їх отримання в реальних умовах експлуатації.

Постановка проблеми досліджень

Згідно з дод. 2 роботи [2], термін служби трансформатора складає не менше 25 років, при цьому через 12 років необхідно виконувати капітальний ремонт. На цей час з 422 знижувальних та тягових трансформаторів напругою 110–220 кВ знаходиться в експлуатації 337 зі строком служби понад 25 років, що складає 79% від загальної кількості знижувальних та тягових трансформаторів. За наявності трансформаторів з терміном експлуатації понад 25 років, службами електропостачання Південної залізниці (48 трансформаторів – 70%), Південно-Західної (43 трансформаторів – 60%), Одеської (37 трансформаторів – 59%) у 2011 році роботи щодо ремонту та заміни навіть і не планувалися. В 2012 році проведено 11 капітальних ремонтів тягових трансформаторів [1].

Із досвіду експлуатації силових трансформаторів бачимо, що і після нормативного терміну служби значна їх частина зберігає свою працездатність при дотриманні допустимих навантажувальних режимів, своєчасному проведенні випробувань, діагностуванні, технічному обслуговуванні, ремонті та якісному їх виконанні. Однак термін служби трансформатора залежить від його залишкового ресурсу. У понятті ресурс трансформатора необхідно виділити дві складові [3]:

- перша складова, це поновлюваний ресурс. Це в першу чергу ресурс ізоляційної системи.

До поновлюваного ресурсу можна також віднести ремонт або заміну окремих компонентів трансформатора, таких як вводи, перемикаючі пристрої, насоси, вентилятори системи охолодження та ін.;

- друга складова, це ресурс целюлозної ізоляції, який не може бути відновлений, що, в кінцевому рахунку, він і визначає залишковий ресурс трансформатора в цілому.

Розглянемо можливі шляхи вирішення таких проблем на прикладі оцінки технічного стану силових трансформаторів.

Аналіз останніх досліджень і публікацій

Проведені в останні роки дослідження трансформаторів фахівцями України та Росії у тому числі НДЦ «ЗТЗ - Сервіс» (м. Запоріжжя) [4], з напрацюванням понад 20 років, дозволили виявити основні дефекти силових трансформаторів, які наведено у табл. 1.

Однак така велика кількість виявлених дефектів трансформаторів, ускладнює можливість якісно оцінювати та прогнозувати стан обладнання. Для вирішення цієї проблеми існує багато сучасних методів. У цьому напрямі японські вчені, в період становлення науки про якість, відібрали сім основних методів. Заслуга вчених полягає в тому, що вони забезпечили простоту, наочність, візуалізацію багатьох статистичних методів, перетворивши їх фактично в ефективні інструменти оперативного контролю якості [5]. Одним з таких інструментів є діаграма Парето, принцип якої оснований на відокремленні важливих факторів від малозначних і несуттєвих та дозволяє сфокусувати зусилля і ресурси на усунення найбільш вагомих проблем.

Таблиця 1.

Основні дефекти силових трансформаторів

Обладнання та вид дефекту	Кількість випадків	Частка, %
Система охолодження	146	23,1
Високовольтні вводи	92	14,5
Виділення газів в масло	58	9,2
Старіння масла	48	7,6
Дефекти в пристрої РПН (регулювання під навантаженням)	46	7,3
Витік з ущільнень обладнання трансформатора	44	7
Розпресування обмоток	42	6,6
Забруднення твердої ізоляції	34	5,4
Зволоження твердої ізоляції	26	4,1
Розпресування магнітопроводу	26	4,1
Забруднення масла	14	2,2
Деформація обмоток	10	1,6
Пошкодження в шафі автоматичного керування охолодженням трансформаторів	8	1,3
Підвищена вібрація	8	1,3
Пошкодження відводів	7	1,1
Пошкодження магнітних шунтів	6	0,9
Пошкодження пристроїв ПБЗ (перемикання без збудження)	6	0,9
Окислювання масла	4	0,6
Перегрів розімання	4	0,6
Порушення герметичності	4	0,6

Діаграма Парето, яка побудована на основі даних табл. 1, наведена на рис. 1.

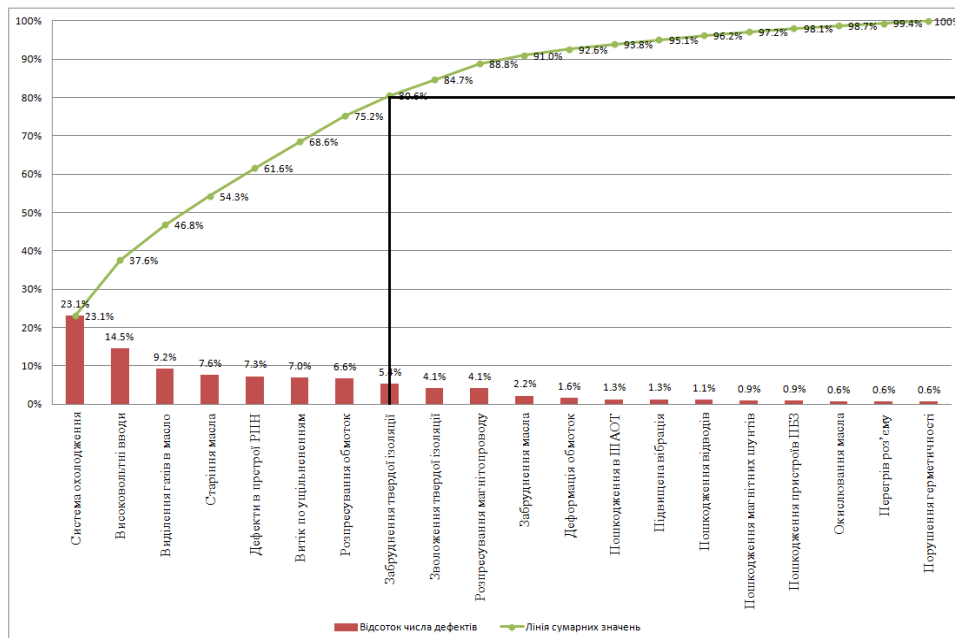


Рис. 1. Діаграма визначення основного обладнання та дефектів виходу з ладу трансформаторів

Як бачимо з діаграми, на 37% обладнання та видів дефектів трансформаторів доводиться 80% пошкоджень. З цих дефектів виділимо основні (на які доводиться 80% пошкоджень), це: пошкодження системи охолодження, надходження газів в масло, витік масла з ущільнень, забруднення масла та, як результат цих процесів, старіння трансформаторного масла.

Виклад основного матеріалу досліджень

Світовий досвід [6] засвідчив, що метод, в основі якого лежить аналіз масла, є головним при діагностуванні технічного стану машинного устаткування: насоси, компресори, двигуни внутрішнього згоряння, редуктори, трансформатори і т.д. В Україні, Росії та інших державах СНД цей метод технічного діагностування не набув широкого застосування. Проте у світовій практиці він вважається досить ефективним, оскільки дефекти трансформаторів, що виявляються під час аналізу масла, підтверджуються в 95% випадків при розбиранні маслonaповненого обладнання. Також слід зазначити, що стан і робочий ресурс обладнання більш ніж на 60–70% залежить від характеристики масла. Таким чином, аналіз масла дозволяє отримати достовірну інформацію про технічний стан маслonaповненого обладнання.

Крім того, даний метод має такі переваги:

- не вимагає припинення експлуатації обладнання;
- не потребує розбирання обладнання;
- виявлення несправностей обладнання на самій ранній стадії їх виникнення;
- можливість заміни масла за його фактичним станом, а не за часом використання;
- невисокі економічні затрати на проведення діагностування й аналізу отриманих даних.

У результаті старіння трансформаторного масла [7, 8] погіршуються його електроізоляційні властивості, накопичується бруд на активних частинах трансформатора (обмотках, магнітопроводі), що ускладнює відведення від них теплоти. Старіння масла прискорюється при підвищеній температурі трансформатора, наявності дотику з киснем повітря, сильного електричного поля тощо. Домінуючим чинником старіння трансформаторного масла, до складу якого входять вуглеводи, смолисті та сірчисті продукти, є окислювальні перетворення. Усі наведені фактори сприяють погіршенню властивостей масла: збільшуються кислотне число, зольність, температура спалаху, в'язкість, ізоляційні властивості (пробивна напруга та $\text{tg}\delta$). Вищезгадані причини процесу старіння паперово-масляної ізоляції силових трансформаторів дозволяють виявити основні показники діагностування ізоляції (рис. 2).

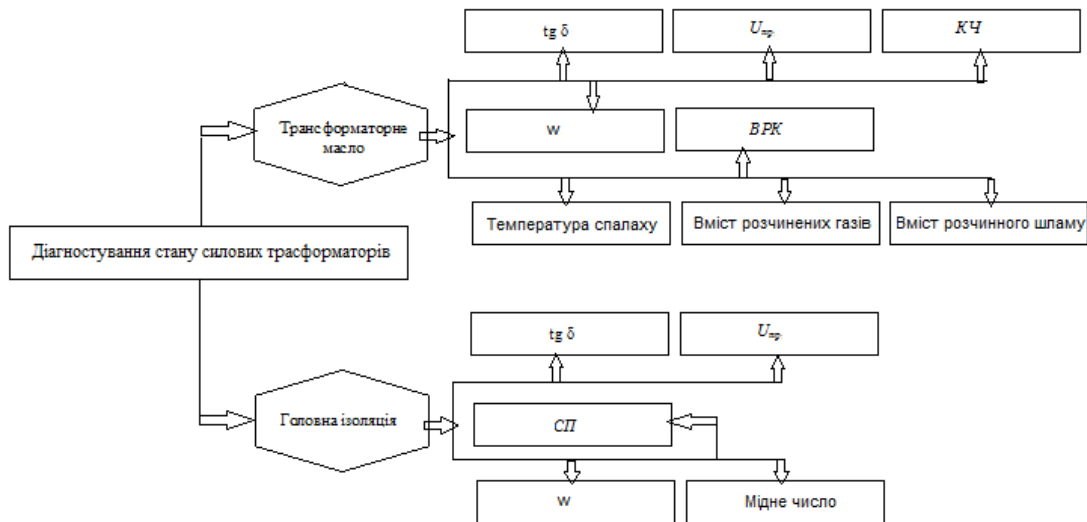


Рис. 2. Схема класифікації показників діагностування паперово-масляної ізоляції силових трансформаторів: $\text{tg}\delta$ – тангенс кута діелектричних втрат; $U_{сп}$ – пробивна напруга; $КЧ$ – кислотне число; W – вологовміст; $СП$ – ступінь полімеризації; $ВРК$ – водорозчинні кислоти.

Як бачимо, широкий спектр показників діагностування стану силових трансформаторів вказує на складність їх об'єктивної і достовірної оцінки. Однак на даний час для аналізу масла в лабораторіях підприємств в основному використовуються тільки лабораторні методи, так званої «мокрої хімії», які є тривалими, вимагають значної кількості реагентів і розчинників, а також кваліфікованих фахівців, що мають допуск до роботи з небезпечними хімічними реактивами. У цих умовах, на наш погляд, основним напрямом зменшення використання даних реактивів є застосування нових підходів і сучасних методів діагностування, а також нового лабораторного обладнання.

Останнім часом дуже поширеним методом для аналізу масла, який вирішує головні завдання в комплексі, є інфрачервона спектроскопія (ІЧ – спектроскопія) [9]. Інфрачервоне випромінювання займає спектральну область між червоним кінцем видимого світу (з довжиною хвилі $\lambda = 0,74$ мкм) і мікрохвильовим випромінюванням ($\lambda = 1-2$ мм). Інфрачервоне випромінювання також називають «тепловим» випромінюванням, при цьому довжина хвиль, що випромінюються обладнанням, залежить від температури нагрівання: чим вище температура, тим коротше довжина хвилі і вище інтенсивність випромінювання. Цей метод аналізу рідкої та твердої ізоляції є перспективним і дає можливість отримати відомості про фактичний стан силових трансформаторів та іншого наповненого маслом обладнання.

Ряд промислових компаній вже перейшли на сучасні портативні прилади, які працюють за тими ж принципами, що і лабораторне устаткування, але з істотним зменшенням часу аналізу, зменшенням необхідності в реагентах і розчинниках, а також з усуненням використання небезпечних і шкідливих хімічних реагентів. Наприклад, нове покоління портативних мінілабораторій для аналізу масел серії BALTECH OA «Oil Analyzer» усувають необхідність у небезпечних реактивах і інтерпретації результатів аналізу масла та значно знижують вартість і час, потрібний для діагностування фактичного стану силових трансформаторів. Компанія "BALTECH" є представником компанії Fixturlaser (Швеція) на території Росії, СНД і країн Балтії. Основні елементи обладнання міні-лабораторії "Oil Analyzer" зображено на рис. 3.

Особливо привабливо цей метод виглядає при виконанні переносного ІЧ – аналізатора 1100, пропонованого даною компанією. Зовнішній вигляд ІЧ – аналізатора 1100 наведено на рис. 4.



Рис. 3. Портативна міні лабораторія для аналізу трансформаторного масла



Рис. 4. ІЧ- аналізатор 1100

Даний прилад дозволяє визначати такі важливі характеристики масла, як обсяг води, загальне лужне число, загальне кислотне число, вміст сажі, гліколя, присадок і окислення масла. Крім того, він не вимагає застосування розчинників і пробопідготовки, характерних для класичного лабораторного ІЧ - аналізу. За допомогою ІЧ – аналізатора 1100 можливо отримати інформацію про критичний стан масла за 2 хвилини. Як правило, в комплекті з переносним ІЧ - аналізатором 1100 слід застосовувати портативний віскозиметр 3050, який дозволяє визначати кінематичну в'язкість масла (одного з основних показників масла) також на робочому місці і мати, таким чином, повне уявлення про стан масла. Результати порівняння традиційної системи аналізу масла та сучасних методів наведені в табл. 2.

Таблиця 2.

Порівняння традиційної системи аналізу масла та сучасних методів

Основні речовини, засоби та напрями аналізу	Традиційна система аналізу масла	Портативна міні лабораторія BALTECH
1	2	3
Небезпечні реактиви	1. Небезпечні реактиви: <ul style="list-style-type: none"> • гідрид кальцію • розчинник для екстракції газів • ортофосфорна кислота • розчинник Стоддарта 2. Вимагається система очищення від використаних реактивів і матеріалів 3. Значна вартість реактивів і матеріалів необхідних для аналізу	1. Немає: <ul style="list-style-type: none"> • небезпечних реактивів • вибухонебезпечних речовин • хімічних реактивів • очисників • доставки 2. Мінімальні витрати – тільки на піпетки і серветки
Безпечні речовини	1. Вплив на працівника 2. Багато заходів безпеки слід прийняти перед тим, як фахівці почнуть працювати із застосуванням небезпечних реактивів	1. Не впливає на працівника 2. Оператор може брати зразки безпосередньо із джерела, щоб зменшити потік забруднень
Навчання	1. Тільки атестований фахівець 2. Навчання транспортуванню, зберіганню, роботі і утилізації небезпечних реактивів 3. Навчання проведенню аналізу води в маслі, загальному кислотному числу	1. Вимагається мінімальне навчання 2. Не потрібно спеціальної атестації
Проведення тестів	Ручна робота	Автоматична робота
Лабораторне калібрування	Періодичне	Не вимагається
Універсальність	Використається головним чином тільки для спеціальних тестів	Охоплює усі маслонаповнені системи підприємства

Як бачимо, даний підхід значно скорочує витрати та підвищує якість моніторингу і діагностування та є новим кроком до переведення устаткування на обслуговування за фактичним станом. За допомогою цього підходу можна знизити показники витрат і зменшити потреби в персоналі, що проводять аналіз масла, на 25%, а також вартість аналізу масла на 75% за рахунок обмеження купівлі, транспортування та утилізації небезпечних реактивів [9].

Розглянута концепція, в основу якої покладено фізико-хімічне діагностування за допомогою спектрального аналізу, дозволяє швидко, а, головне, точно проводити обстеження обладнання в робочих умовах з мінімальними витратами. Це в декілька разів може скоротити періодичність обстеження та дозволити виявити більшість дефектів, які швидко розвиваються.

Оцінку зносу ізоляції силових трансформаторів тягових підстанцій електрифікованих залізниць, можна проводити за одним із основних чинників прискореного старіння ізоляції: підвищена температура, зволоження ізоляції, окислення масла та зростання концентрації кисню, розчиненого в маслі бака трансформатора. Вирішення цієї проблеми можливе за допомогою формули Монтзінгера [7].

Модифікована формула Монтзінгера [10] для розрахунку відносного зносу ізоляції з інтервалом часу $(t_0, t_0 + T)$ має такий вигляд:

$$L(t_0, t_0 + T) = \int_{t_0}^{t_0 + T} V(\theta_h, K_w, K_a, K_{O_2}), \quad (1)$$

де: V – швидкість відносного зносу ізоляції, в.о.; θ_h – температура найбільше нагрітої точки обмотки, °С; K_w, K_a, K_{O_2} – коефіцієнти впливу вологи, розчинених кислот та кисню відповідно, в.о.

З урахуванням впливу розглянутих експлуатаційних чинників, швидкість відносного зносу ізоляції:

$$V = \left(\frac{C_w}{C_{w.b}} \right)^\alpha \cdot \left(\frac{C_a}{C_{a.b}} \right)^\beta \cdot \left(\frac{C_{O_2}}{C_{O_2.b}} \right)^\gamma \cdot 2^{\frac{\theta_h - 98}{6}}, \quad (2)$$

де: C_w, C_a, C_{O_2} – вміст вологи твердої ізоляції, кислот та кисню в маслі відповідно, г/т; $C_{w.b}, C_{a.b}, C_{O_2.b}$ – базові значення вмісту вологи у твердій ізоляції, вміст кислот та кисню в маслі відповідно, г/т; α, β, γ – показники які визначені в роботі [7].

Ще одною із причин, що суттєво знижує надійність трансформаторів, є дефекти конструкції і виготовлення силових трансформаторів, а також недоліки експлуатації і ремонту [11], які наведені у табл. 3.

Таблиця 3

Недоліки експлуатації і ремонту силових трансформаторів

Причина відмов	Частка відмов силових трансформаторів, %
Зміна властивостей матеріалів (старіння)	21,6
Дефекти конструкції і виготовлення	19,4
Недоліки експлуатації	16,8
Сторонні дії	10,3
Неочікувані режими в мережі	5,8
Дефекти ремонту	4,2
Кліматичні і зовнішні дії	3,5
Інші явища	18,4

Як бачимо у табл. 3, 21 % ушкоджень вносить низький рівень їх експлуатації і ремонту, тобто практично стільки ж, скільки обумовлено природним старінням ізоляції. У процесі дослідження технологічних відмов маслонаповненого електротехнічного устаткування виявляється, що практично в кожному випадку існує наявність серйозних недоліків під час його експлуатації, а це 16,8 та 18,4% причин відмов, які на цей час ще не вивчено. Аналіз експлуатаційної документації виявив, що 21% устаткування, яке здебільше випадків вийшло з ладу, експлуатувалося з характеристиками масла та ізоляції, що мали неприпустимі відхилення від нормативних значень. Це ще раз підтверджує необхідність своєчасного виявлення стану трансформаторного масла та підвищення його якості, діагностування та технічного обслуговування і ремонту силових трансформаторів тягових підстанцій електрифікованих залізниць.

Висновки та перспективи подальших досліджень

Надійна робота електроустаткування ТП – один з основних чинників, що визначають стабільне тягове електропостачання залізниць. Однак основною проблемою трансформаторного парку ТП є – експлуатація значної кількості трансформаторів, які вже відпрацювали свій нормативний термін служби (79 % від загальної кількості тягових трансформаторів ТП працюють з терміном служби понад 25 років).

1. За допомогою принципу Парето виявлено основні складові частини обладнання та дефекти виходу з ладу силових трансформаторів ТП. Встановлено, що на 37% складових частин обладнання та видів дефектів трансформаторів припадає 80% пошкоджень, це – пошкодження системи охолодження, виділення газів в масло, забруднення масла та як результат цих процесів – старіння трансформаторного масла.

2. Визначено, основні показники діагностування паперово-масляної ізоляції силових трансформаторів. Широкий спектр даних показників указує на складність об'єктивної і достовірної оцінки фактичного стану трансформатора.

3. Визначено методи комплексної діагностики силових трансформаторів ТП. Перевага надана методам діагностування, які дають можливість організувати контроль електроустаткування без його відключення (під робочою напругою).

4. Запропоновано методику проведення розрахунку зносу ізоляції за допомогою формули Монтзінгера, яка дозволяє використовувати числові значення при інтегруванні однієї із чотирьох складових старіння масла, це підвищення температури, зволоження ізоляції, окислення масла та зростання концентрації кисню, розчиненого в маслі трансформатора.

5. Виявлено низький рівень експлуатації і ремонту тягових трансформаторів, тобто практично стільки ж, скільки обумовлено старінням ізоляції – 21,6 %. Це вказує на необхідність підвищення рівня якості та ефективності діагностування, експлуатації, технічного обслуговування і ремонту силових трансформаторів ТП електрифікованих залізниць, і відповідно розробки сучасної системи діагностування та моніторингу стану силових трансформаторів. За допомогою цієї системи можна вирішувати такі проблеми:

- розробка критеріїв, схем, методів і засобів діагностики силових трансформаторів;
- впровадження прогресивних фізико-хімічних методів оцінки для своєчасного виявлення стану трансформаторного масла;
- підвищення рівня якості й ефективності експлуатації, діагностування та технічного обслуговування і ремонту силових трансформаторів тягових підстанцій
- розроблення системи забезпечення лабораторій уніфікованою вимірювальною апаратурою і методиками виміру та контролю якості вимірів;
- створення нормативно-технічної документації (методичні вказівки, методичні рекомендації, керівні документи, тощо) з метою використання сучасних досягнень науки та техніки з технічного обслуговування та ремонту маслонаповненого силового обладнання ТП електрифікованих залізниць;
- перехід на технічне обслуговування та ремонт трансформаторів ТП за фактичним станом.

Список літератури

1. Аналіз роботи господарства електрифікації та електропостачання в 2011 році [Текст] / - К.: Видавництво ТОВ «ВД «Мануфактура», 2012. - 244 с.
2. Інструкція з технічного обслуговування і ремонту обладнання тягових підстанцій, пунктів живлення і секціонування електрифікованих залізниць [Текст] / - К.; ТОВ «Інпрес», 2008. - 125 с.
3. Долин, А. П. Опыт проведения комплексных обследований силовых трансформаторов [Текст] / А. П. Долин, Н. Ф. Першина, В. В. Смекалов // Электрические станции. - 2000. - № 6. С. 46-52.
4. Алексеев, Б. А. Контроль состояния (диагностика) крупных силовых трансформаторов [Текст] / Б. А. Алексеев // - М.; : Издательство «НЦ ЭНАС», 2002. – 214 с.
5. Николаева, Э. К. Семь инструментов качества в японской экономике [Текст] / Э. К. Николаева // - М.; - Издательство стандартов, 1990. - 45 с.
6. О повреждениях силовых трансформаторов напряжением 110...500 кВ в эксплуатации [Текст] / Б. В. Ванин и др. // Электрические станции. – 2001. - № 9 - С. 53-58.
7. Силовые трансформаторы. Справочная книга [Текст] / Под ред. С. Д. Лизунова, А. К. Лоханина // - М.; Энергоиздат, 2004. - 616 с.
8. Черножуков, Н. И., Крейн С. Э. Окисляемость минеральных масел [Текст] / Н. И. Черножуков, С. Э. Крейн // - М.; - Гостоптехиздат, 1959. - 370 с.
9. Гарифуллин, М.Ш. Прибор для спектральных исследований масел в диапазоне 600-1100 нм [Текст] / М. Ш. Гарифуллин, В.К. Козлов // Известия Вузов. Проблемы энергетики. -2001. - № 9-10.- С. 114-116.
10. Конограй, С. П. Применение модели старения твердой изоляции силовых маслонаполненных трансформаторов для их диагностики в режиме эксплуатации [Текст] / С. П. Конограй // Електротехніка і електромеханіка. - 2010. - № 1. - С. 43-45.
11. Бузаев, В. В. О необходимости единой системы физико-химической диагностики изоляции оборудования трансформаторных подстанций [Текст] / В. В. Бузаев и др.// ОАО "ВНИИЭ" — ОАО "ФСК ЕЭС" Энергетик. – 2004. - №11. - С 9 – 12.

Рекомендовано до друку: к-том техн.- наук, доц. Остапчуком О.В.

С.В. Дыбрин, И.С. Сиверин

(Украина, Государственное ВУЗ "Национальный горный университет")

СОСТАВЛЯЮЩИЕ НАГРУЗКИ ТЯГОВОЙ ПРЕОБРАЗОВАТЕЛЬНОЙ ПОДСТАНЦИИ БЕСКОНТАКТНОГО ШАХТНОГО ТРАНСПОРТА

Постановка проблемы. Задача выравнивания графика нагрузки тяговой преобразовательной подстанции ТОВ1-160-1,2к-4000-УХЛ4 шахтного бесконтактного транспорта связана с возможностью увеличения числа используемых электровозов (В14-900) при неизменных прочих условиях. Первым этапом при исследовании данного вопроса является анализ составляющих нагрузки тяговой преобразовательной подстанции бесконтактного транспорта.

Цель статьи. Анализ составляющих нагрузки тяговой преобразовательной подстанции шахтного электровозного транспорта с бесконтактной передачей энергии.

Анализ исследований и публикаций. В известных литературных источниках по теме транспорта с бесконтактной передачей энергии анализ составляющих нагрузки тяговой преобразовательной подстанции в предлагаемой форме не проводился.

Результаты исследования. Мощность, выдаваемую преобразовательной подстанцией, можно разложить на три составляющие [1]: затрачиваемую на движение поездов, идущую на собственные нужды подвижных составов и потерь.

Мощность, затрачиваемая преобразовательной подстанцией на движение поездов, изменяется в значительных пределах и зависит от: количества функционируемых электровозов, длины состава, схемы движения и организации работы, графика и правил грузового движения и перевозки рабочих, правил выполнения маневровых работ и технической эксплуатации, профиля и состояния пути. Эта мощность ограничивается двумя другими составляющими в структуре нагрузок преобразовательной подстанции – мощностью собственных нужд электровозов и мощностью потерь.

С учетом заводских данных и опыта эксплуатации, мощность, идущая на собственные нужды электровоза, составляет приблизительно 2,7 кВт.

Структуру потерь энергии можно представить следующим образом.

Потери, связанные с функционированием тяговой сети:

- в сопротивлении кабеля сети;
- в компенсирующих конденсаторах;
- во взрывобезопасных оболочках конденсаторов;
- в стальной крепи откаточной выработки, рельсах, броне силовых кабелей, металлических элементах состава;
- в породе.

Потери, связанные с функционированием подвижного состава:

- в активных сопротивлениях обмотки энергоприемника, цепях питания двигателя, двигателе;
- механические – при движении состава;
- в экране, защищающем стальные части подвижного состава и машиниста от воздействия магнитного потока, создаваемого энергоприемником;
- вносимые неэкранированными частями подвижного состава в стальную крепь откаточной выработки и других проводящих элементах, попадающих в зону действия магнитного поля, создаваемого энергоприемником;
- в сердечнике энергоприемника;
- в компенсирующих конденсаторах приемного контура;
- в породе.

Мощность, теряемая в сопротивлении кабеля сети, пропорциональна погонному сопротивлению кабеля $R_{0,l}$ и длине линии l_l .

Кабель тяговой сети типа ПШСЛ изготовлен с применением медного проводника эквивалентным сечением 90 мм². При эксплуатации бесконтактной сети вследствие потерь происходит нагрев кабеля. Так, при протекании тока $I = 150$ А в 1 м кабеля за $t = 1$ с выделится $Q = I^2 \cdot t \cdot R_{0,l} = 22,5 \cdot 10^3 \cdot R_{0,l}$ Дж тепла. Погонное сопротивление $R_{0,l} = (\rho/90) \cdot (1 + \alpha(T_1 - T_0))$ Ом/м, где $\rho = 0,0178$ Ом·мм²/м – удельное сопротивление медной проволоки при $T_0 = 20$ °С; $\alpha = 0,004$ °К⁻¹ – термический коэффициент сопротивления; T_1 – температура меди кабеля, °С. Площадь S поверхности кабеля длиной 1 м без изоляции можно найти, зная диаметр поливинилхлоридного сердечника (17,5 мм), эквивалентное сечение медного

проводника (90 мм^2), коэффициент, показывающий долю площади общего сечения проводников в площади кругового кольца, обрамляющего сечение стренг с проводниками ($0,9069^2$) [2]:

$$S = 2 \cdot \pi \cdot \sqrt{\frac{\pi \cdot (17,5 \cdot 10^{-3}/2)^2 + 90 \cdot 10^{-6}/0,9069^2}{\pi}} \cdot 1 = 66,3 \cdot 10^{-3} \text{ м}^2.$$

Количество выделившегося тепла через изоляцию определяется с помощью уравнения теплопроводности [3]:

$$Q = k \cdot S \cdot ((T_1 - T_2)/l) \cdot t,$$

где $Q = 22,5 \cdot 10^3 \cdot R_{0,t}$, Дж; $S = 0,0663 \text{ м}^2$ – площадь поверхности кабеля без изоляции; T_1 – температура меди кабеля, °С; $T_2 = 35^\circ\text{С}$ – температура внешней поверхности изоляции кабеля, °С; $l = 3,5 \cdot 10^{-3} \text{ м}$ – толщина изоляции кабеля; $t = 1 \text{ с}$ – время, в течение которого перемещалось тепло; $k = 0,12 \text{ Вт}/(\text{м} \cdot \text{К})$ [4] – коэффициент теплопроводности изоляционно-защитной оболочки из поливинилхлоридного пластиката. Подставив все составляющие, получим температуру меди кабеля в установившемся режиме работы сети:

$$22,5 \cdot 10^3 \cdot (0,0178/90) \cdot (1 + 0,004(T_1 - 20)) = 0,12 \cdot 0,0663 \cdot ((T_1 - 35)/3,5 \cdot 10^{-3}) \cdot 1;$$

$$T_1 = 37,1 \text{ }^\circ\text{С}.$$

Погонное сопротивление кабеля в установившемся режиме работы сети:

$$R_{0,t} = (\rho/90) \cdot (1 + \alpha(T_1 - T_0)) = (0,0178/90) \cdot (1 + 0,004(37,1 - 20)) = 2,1 \cdot 10^{-4} \text{ Ом}/\text{м}.$$

При расчёте потерь в кабеле следует иметь в виду, что для подключения компенсирующих конденсаторов используются отводы. Учитывая, что прямой и обратный провода тяговой сети располагаются в горизонтальной плоскости с расстоянием между осями $400 \pm 30 \text{ мм}$ и подвешиваются симметрично относительно вертикальной оси рельсового пути на высоте $1900 \pm 30 \text{ мм}$ от уровня головки рельса, а расстояние от вертикальной оси рельсового пути до ниши с конденсаторами примем $1360/2 + 250 = 930 \text{ мм}$, где 1360 – ширина электровоза (ширина вагонетки ВГ(УВГ)–3,3-900 [5] меньше ширины электровоза и составляет 1320 мм), тогда длина одного отвода будет порядка $1900 + 930 = 2830 \text{ мм}$. В компенсационном пункте располагаются конденсаторы, подключенные к прямому и обратному кабелю тяговой сети, поэтому общая длина отводов на одном компенсационном пункте $4 \cdot 2830 = 11320 \text{ мм}$ или $11,32 \text{ м}$. Компенсационные пункты располагаются через каждые 225 м . При длине маршрута, например, 2000 м таких пунктов будет $2000/225 \approx 9$, а общая длина отводов $11,32 \cdot 9 = 101,88 \text{ м}$.

Два кабеля тяговой сети подвешиваются с перекрещиванием – транспозицией. Длину, на которую увеличился кабель за счёт одной транспозиции, можно определить, зная длину участка транспозиции $a = 0,5 \text{ м}$ и расстояние между прямым и обратным кабелями $b = 0,4 \text{ м}$:

$$2 \cdot (\sqrt{a^2 + b^2} - a) = 2 \cdot (\sqrt{0,5^2 + 0,4^2} - 0,5) = 0,281 \text{ м}.$$

Исходя из опыта эксплуатации, рекомендуется при проектировании стремиться совместить пункты транспозиции тяговой сети с расположением компенсирующих конденсаторов. Расстояние между пунктами транспозиции не следует устанавливать более, чем 75 м . Согласно этим условиям расстояние между пунктами транспозиции для рассматриваемого маршрута составит 75 м . Количество пунктов будет равно $2000/75 \approx 27$. Тогда общее увеличение длины кабеля за счёт транспозиции $0,281 \cdot 27 = 7,587 \text{ м}$.

Следует учесть провисание кабелей сети. Регламентированный зазор между подвеской тяговой сети и крышкой энергоприёмника составляет 50 мм . Расстояние между элементами подвески не должно превышать $1,5 \text{ м}$. По правилам эксплуатации провисающий кабель не должен касаться энергоприёмника. Примем допустимую высоту провеса 45 мм . Согласно работе [6] длина кабеля в пролёте определяется

Электропоставления та электроустаткування

зависимостью $L = l + (8f^2)/(3l)$ м, где $l = 1,5$ м – длина пролёта; $f = 4,5 \cdot 10^{-2}$ м – стрела провеса. Отсюда коэффициент, учитывающий увеличение длины кабеля за счёт провеса:

$$L/l = 1 + (8f^2)/(3l^2) = 1 + (8 \cdot (4,5 \cdot 10^{-2})^2)/(3 \cdot 1,5^2) = 1,0024.$$

Таким образом, при длине маршрута 2 км длина кабеля, с учётом провеса, следующая: $2 \cdot 2000 \cdot 1,0024 = 4009,6$ м.

Общая длина кабеля

$$l_{\kappa} = 4009,6 + 101,88 + 7,587 = 4119 \text{ м.}$$

Мощность потерь в кабеле сети

$$\Delta P_{R_{\text{л.}}} = I_{\text{л.}}^2 \cdot R_{0\text{л.}} \cdot l_{\kappa} = 150^2 \cdot 2,1 \cdot 10^{-4} \cdot 4119 = 19462,3 \text{ Вт.}$$

Мощность, теряемую в компенсирующих конденсаторах сети, можно учесть в виде эквивалентного сопротивления [7]: $R_{\kappa} = \frac{1}{\omega} \cdot \sum_1^n \frac{\text{tg} \delta}{C_{\kappa}}$, где $n = 18$ – число компенсирующих групп конденсаторов на линии (по 2 группы в компенсационном пункте); ω – частота приложенного напряжения; C_{κ} – ёмкость группы конденсаторов; $\text{tg} \delta$ – тангенс угла диэлектрических потерь группы конденсаторов. Учитывая, что каждая компенсирующая группа состоит из двух последовательно соединённых конденсаторов ёмкостью по 11,5 мкФ из конденсаторного модуля КСПР-0,5-5-Т5 с $\text{tg} \delta = 0,0004$, потери составят:

$$\Delta P_{\kappa.л.} = I_{\text{л.}}^2 \cdot R_{\kappa} = 150^2 \cdot \frac{1}{2 \cdot \pi \cdot 5 \cdot 10^3} \cdot \sum_1^{18} \frac{0,0004}{(11,5/2) \cdot 10^{-6}} = 896,8 \text{ Вт.}$$

Согласно работе [7] и опыту промышленной эксплуатации новой системы транспорта, рекомендуется учитывать потери во взрывобезопасных оболочках конденсаторов, в горных породах и элементах крепи на уровне 10 % потерь в тяговой сети, т.е.

$$\Delta P_{\text{эн.}} = P_{R_{\text{л.}}} \cdot 0,1 = 19438,7 \cdot 0,1 = 1943,87 \text{ Вт.}$$

Общие потери, связанные с функционированием тяговой сети на маршруте 2 км:

$$\Delta P_{\text{л.}} = \Delta P_{R_{\text{л.}}} + \Delta P_{\kappa.л.} + \Delta P_{\text{эн.}} = 19462,3 + 896,8 + 1943,87 = 22302,97 \text{ Вт.}$$

Потери, отнесённые к длине маршрута:

$$\Delta P_{\text{л.}}^n = \Delta P_{\text{л.}} / l = 22302,97 / 2 = 11,15 \text{ кВт/км.}$$

Соответственно паспортным данным электровоза сопротивление потерь приёмно-силового контура принимается равным 0,15 Ом.

При часовом токе двигателей 152 А мощность, теряемая на электровозе, составит:

$$\Delta P_{\text{э.}} = (2 \cdot 152)^2 \cdot 0,15 = 13,86 \text{ кВт.}$$

Составляющая нагрузки преобразовательной подстанции, идущая на покрытие потерь энергии в зависимости от протяжённости маршрута l и числа электровозов N на линии:

$$\Delta P_n = \Delta P_{\text{л.}}^n \cdot l + \Delta P_{\text{э.}} \cdot N.$$

Выводы. Мощность, затрачиваемая преобразовательной подстанцией на движение поездов, изменяется в значительных пределах и зависит от многих приведенных в данной статье факторов. Эта мощность ограничивается мощностью собственных нужд электровозов и мощностью потерь.

Мощность, идущая на собственные нужды электровоза, составляет приблизительно 2,7 кВт.

Потери, вызванные функционированием линии и отнесённые к длине маршрута, составляют 11,15 кВт/км.

Мощность, теряемая на электровозе при часовом токе двигателей 152 А, – 13,86 кВт.

Список литературы

1. Высокочастотный бесконтактный электрический транспорт / В.Е.Розенфельд, Н.А.Староскольский – М.: Транспорт, 1975. – 208 с.
2. Ласло Фейеш Тот. Расположения на плоскости, на сфере и в пространстве. – М.: Государственное издательство физико-математической литературы, 1958.
3. Справочник по элементарной математике, механике и физике. Изд. 11-е. – Мн.: Наука и техника, 1971.
4. http://sp-department.ru/polymer_wiki/Поливинилхлорид/
5. <http://www.donerm.com.ua/vagonetka.html>
6. Крюков К.П., Новгородцев Б.П. Конструкции и механический расчет линий электропередачи. 2-е изд., перераб. и доп. – Л.: Энергия, Ленингр. отд-ние, 1979 г. – 312 с., ил.
7. Транспорт с индуктивной передачей энергии для угольных шахт / Г.Г. Пивняк, И.П. Ремизов, С.А. Сараткиянц (д.б. все авторы); под ред. Г.Г. Пивняка. – М.: Недра, 1990. – 245 с.

Рекомендовано до друку: канд. техн. наук, доц. Зражевський Ю.М.

УДК 621.316.925

*F.P. Shkrabets, DE, professor; A.V. Ostapchuk, candidate of science
(Ukraine, Dnepropetrovsk, State HEI "National Mining University")*

MODERN DEVELOPMENT PRINCIPLES OF PROTECTION AND DIAGNOSTICS IN MINING FACILITIES MAINS AND DISTRIBUTION GRIDS

Introduction. Electrical power systems grids and equipment of mines and quarries in Ukraine are operated in very specific circumstances, which to a large extent determine the level of power supply reliability and electrical safety. Improving of the electrical safety conditions and the reliability of mining facilities power supply depends on the successful resolution of the range of issues, the most important of them are problems of creation of methods and tools that provide prevention, search and restoration of the power supply damages. Analysis of operational crash data in mining facilities distribution grids shows that the share of ground faults is up to 65...90% of the total number of failures, most of which are related to the phase-to-ground insulation violation of the grid, i.e. to asymmetric faults emersion /1, 2/.

The main results of the research. Most of the damages in the distribution grids lead to a decrease in the level of electrical safety and reliability of electricity supply. Further, the reduction of power supply reliability leads to an increase in the share of losses from power supply outage. In general, this damage is determined by the duration of mining and transport machines idle-time and, thereafter, leads to product undersupply. Unwarranted downtime of mining and support mechanisms occurs as a result of wrong action of first and second protection level devices against ground faults due to the significant time searching for missing damages (with a false protection devices actuation). In addition, the ground-faults are often the cause of multi-phase damage, thereby increasing the amount of machinery idle.

The reliability of power supply is largely dependent on the quality of the ground fault protection functioning in the distribution grid. Furthermore, it was found that, ceteris paribus, the quality of named protections depends on the structure and construction of the neutral mode. The studies have shown that the main cause of false protection actuation against ground faults in networks with fully insulated or compensated neutral should be considered as the emergence in the network, after turning off the damaged connection (or damage self-destruct), an oscillatory process with a frequency close to the 50 Hz. In general, the time-changing process of the neutral shift voltage in system after disconnection or damage disengagement can be described by a differential equation

$$\frac{d^2 U_0(t)}{dt^2} + \left(\frac{3R_f + R}{3\omega C R_f R} \cdot \frac{dU_0(t)}{dt} \right) - \frac{1}{3C L_p} U_0(t) = 0, \quad (1)$$

whose solution and results analysis is made with a real parameters of distribution grids with different types of ground, led to the following conclusions:

1. In power networks with completely insulated neutral the transient process form (natural frequency and duration of the process) is mainly determined by the total grid capacity relative to the ground and the number of simultaneously switching voltage transformers. For real distribution grids parameters, the transient duration ranges from 2 to 10 commercial frequency cycles, and natural frequency value is typically less than commercial frequency, and the free oscillations frequency, directly in the damping process, changes due to nonlinear character of measuring voltage transformers reactance.

2. In compensated neutral networks the voltage damping is determined mainly by relative to the ground insulation parameters of the distribution grid and doesn't depend on the compensation device params. Natural frequency and the time constant of decay in compensated networks significantly higher than similar characteristics in networks with a fully insulated neutral. The nature of the transient process, *ceteris paribus*, depends on the compensating device settings.

3. The transient process in networks with the neutral resistor to a large extent depends on the value of the resistor. If resistor is installed with resistance, chosen from the condition that active component of the single-phase ground fault current value is 50% of the capacitive current, due to a sharp increase in the damping coefficient, the transient process is almost finished in a half-period of industrial frequency.

To study the characteristics of zero-sequence voltage and current in the steady ground fault state we used the equivalent circuit of the two connections that are connected to a single power transformer. In this case, the admittances of the applicable phases insulation of controlled connection ($Y_{A1} = Y_{B1} = Y_{C1} = Y_1$) and all the rest of the distribution grid ($Y'_A = Y'_B = Y'_C = Y'$) are related by the ratio $Y_1 + Y' = Y$. For this scheme, in general, to the condition of single-phase ground fault in a controlled affixion or in the external network, could be written an expression:

- for the zero sequence voltage:

$$\dot{U}_0 = -\dot{U}_A \frac{y_1}{3Y + Y_H + y_1}; \text{ or } \dot{U}_0 = -\dot{U}_A \frac{y}{3Y + Y_H + y}, \quad (2)$$

- for the zero sequence current at the damage in controlled line

$$\dot{I}_0 = -\dot{U}_0(3Y + Y'_H) = -\dot{U}_A(3Y - 3Y_1 + Y_H) \frac{y_1}{3Y + Y_H + y_1} \quad (3)$$

- for the natural current in controlled line (zero sequence current at the external ground fault in controlled line).

$$\dot{I}_{OC} = 3\dot{U}_0 Y_1 = -3\dot{U}_A \frac{y}{3Y + Y_H + y} \quad (4)$$

where Y_l - neutral point admittance relative to the ground.

The studies of these relations on the impact on the zero-sequence voltage and current values of the insulation and the neutral operational mode and their analyze lead to the conclusion:

- zero-sequence voltage is determined by the parameters of network insulation relative to the ground, by network neutral point admittance relative to the ground (the degree of arc suppression coil resonant mode mismatch (for compensated grids) and the transient resistance value at the point of phase-to-ground.

- in a phase-to-ground short circuit (zero impedance) the compensating device mode does not affect on the value of zero-sequence voltage, which at such damages equals to a phase voltage of the power network;

- zero sequence current in the damaged line is defined by zero sequence voltage, by insulation parameters of an external network relative to the ground, that is, parameters of insulation of all network relative to the ground (including neutral point admittance) minus parameters of insulation of the damaged affixion;

- natural current of controlled affixion (zero sequence current at the external damage in controlled line) is determined by zero-sequence voltage and insulation parameters relative to the ground only in controlled affixion;

- current in the network neutral (in the compensating device or in the neutral resistor) at ground fault is defined by zero sequence voltage and by the compensating device or the resistor direct parameters.

For directional protection devices responsive to the zero-sequence power is also required to consider the phase or the mutual position of the compared values, i.e. the voltage and zero sequence currents vectors position. The characteristics of natural current of the protected line and current in a network neutral are of interest from the point of the creation of new methods and tools of directional protective devices or ground fault alarms

By phase characteristics research results taking into account real values of parameters of insulation relative to ground of the whole network and separate affixion, and also in view of a real mutual ratio of capacitor and active resistance of insulation, it is possible to draw the following conclusions:

1. The Grid with the full insulated neutral

- the angle between the zero sequence voltage vector and the damaged phase voltage vector changes ranging from 180 to 90 at change of transient resistance in a short circuit point from zero indefinitely;

- the angle between the zero sequence current vector and the zero sequence voltage vector doesn't depend on completeness of short circuit (transitional resistance in a short circuit point) and makes nearly 270 el. degrees, or minus 90 el. degrees.

- the angle between the own current vector of the controlled line (zero sequence current in the controlled line at external short circuit of one phase) and the zero sequence voltage vector is defined by relative to the ground insulation parameters of only controlled affixion and makes nearly 90 el. degrees.

2. The Grid with the compensated neutral

- the angle between the zero sequence voltage vector and the damaged phase voltage vector depends on parameters of network insulation, parameters of the compensating device and transient resistance value in a place of short circuit and can accept values in the range from 90 to 270 el. degrees, i.e. theoretically within 180 el. degrees. When the compensating device is tuned-up in a resonance with a network capacity relative to the ground the specified angle is almost equal 180 el. degrees and doesn't depend on parameters of a network and transient resistance value in a short circuit point;

- the angle between the zero sequence current vector and the zero sequence voltage vector doesn't depend on completeness of short circuit (transient resistance in a short circuit point) and is defined substantially by value of compensating device detuning from a resonant mode and for resonant tuning makes almost 180 el. degrees; in case of compensating device detuning from a resonant mode, both towards overcompensation, and towards undercompensation, the current vector deviates on an angle, accordingly, to plus and a minus 90 el. degrees, in such way the range of angle change theoretically makes 180 el. degrees;

- the angle between the natural current vector of the controlled line and the zero sequence voltage vector is defined by insulation parameters related to ground of only controlled affixion and makes 90 el. degrees;

- the angle between the current vector in the arc suppression coil and the zero sequence voltage vector is determined only by the arc suppression coil parameters and for their real value is 90 el. degrees.

3. The Grid with the resistor in a neutral

- the angle between the zero sequence current vector and the zero sequence voltage vector doesn't depend on completeness of short circuit and, unlike networks with full insulated neutral, is equal to value ranging from 180 to 270 el. degrees; for real parameters of network insulation related to the ground, and the recommended value of $R_H = (1...2) X_C$ this angle is about 225...240 el. degrees;

- the angle between the natural current vector of the controlled line (zero sequence current in the controlled line at external short one phase circuit) and the zero sequence voltage vector is determined by the parameters of the related to the ground insulation of only controlled affixion and is almost 90 el. degrees;

- the angle between a current vector in the resistor which has been switched on in a neutral of a grid and the zero sequence voltage vector doesn't depend on parameters of insulation of the network, the resistor and a short circuit mode and matches in the direction with the zero sequence voltage vector (the angle is equal 0 el. degrees).

It is important to note that the natural current phase of controlled affixion doesn't depend on a neutral operating mode, and is defined only by parameters of directly controlled affixion and is almost rigidly attached to zero sequence voltage.

The received results formed a basis for development of a way and creation of the protection device against leaks and short circuits on the ground for the mine distributive grids, using for definition the damaged affixion, except zero sequence voltage and current, the phase voltages of the grid /1/.

The principle of this protection method is based on the performance evaluation of the relative position of zero sequence current vectors and phase voltage vectors. Based on a sinusoidal signal phase voltage pulses are formed with a time interval which is equal to 120 °. The zero-sequence current signal also converted into pulses shifted in phase by 90 °, with an interval of 360 °. At coincidence pulses of voltage and current (corresponding to the damaged affixion), the signal to turn off the damaged circuit is formed. Thus on the unimpaired affixion impulses of zero sequence current are displaced on 180 ° and don't coincide with phase voltage impulses. This principle can significantly increase the sensitivity of the protection devices against ground faults and make it virtually independent of the total grid capacity, related to the ground.

Double ground short circuits in different points of a distributive grid are, as a rule, development of single-phase damages and are caused by influence of the internal overvoltages appearing thus. It is necessary to distin-

guish two main types of double short circuits on the ground: damage of related to the ground insulation of the same phase in two points of a distributive grid; damage of related to the ground insulation of different phases of a distributive grid.

Damage to the insulation of the two points of one phase of the distribution grid can be represented by the following failure modes: damages to two points of the controlled line; in two points of an external grid; in the controlled line and in an external grid. These emergency conditions correspond, in general, a single-phase ground short circuit via the contact resistance whose value is equivalent to two parallel resistances at different points in the network. The third case at which the zero sequence current value in the controlled line will depend on a ratio of transitional resistance value is of interest and with sufficient accuracy for practical calculations determined by the expression:

$$I_{01}^{(1)} \approx I_3^{(1)} r / (r_1 + r), \quad (5)$$

Where $I_3^{(1)}$ - total current of single-phase short circuit on the ground.

The second type of double short circuit has several varieties, differing in the mutual arrangement of damaged areas concerning the controlled affixion. In this case it is necessary to observe the following emergency modes in a insulated neutral network:

- related to the ground insulation damage in two phases of the controlled line:

$$\dot{i}_{01}^{(1.1)} = -3\dot{U}_0^{(1.1)}(Y - Y_1), \quad \text{or} \quad \dot{i}_{01}^{(1.1)} = \frac{-3\dot{U}_A(Y - Y_1)(y_{1A} + a^2 y_{1B})}{(3Y + y_{1A} + y_{1B})}; \quad (6)$$

- insulation damage to two phases to an external network

$$\dot{i}_{0C}^{(1.1)} = 3\dot{U}_0^{(1.1)} Y_1 = \frac{-3\dot{U}_A Y_1 (y'_A + a^2 y'_B)}{(3Y + y'_A + y'_B)} \quad (7)$$

- insulation damage in the two phases at different affixions (one - damaged in a controlled phase line, the other - on the external network)

$$\dot{i}_{02}^{(1.1)} = \dot{U}_A \frac{y_{1A} [3(Y - Y_1) + y'_B] - a^2 y'_B (3Y_1 + y_{1A})}{3Y + y_{1A} + y'_B} \quad (8)$$

The analysis of research results of zero sequence voltage and currents at double short circuits on the ground in distributive grids with the insulated neutral allowed to estimate influence of distributive grid insulation parameters, contact resistance in short circuit points on character of values change and the provision of zero sequence voltage and currents vectors. It is established that value of contact resistance in damage points has defining impact on operating value of zero sequence voltage. The influence of the distribution network insulation parameters to the value of zero sequence voltage is shown mainly at relatively high values of resistances. The phase of zero sequence voltage also substantially is influenced by a mutual ratio of values of contact resistance in points of damage and to a lesser extent by parameters of a distributive grid. The position of zero sequence voltage vector in relation to the phase voltage vectors in the double ground faults can theoretically vary between 210 °. In grids with compensated neutral the angle between zero sequence voltage and current in the double ground fault is not fixed, and is determined generally by the compensating device setup mode and the contact resistance values ratio in points of short circuit and can change within 300 el. deg.

So far the automatic reclosing devices almost didn't expand in distributive grids of opencast mining. Development and deployment of such devices restrains many factors, basic of which are:

- the design of power switching distributing devices, precluding the possibility of connecting the operational power supply;
- the existence of a sufficiently long run-out voltage at the powerful quarry electro receivers;
- rather high probability of non-actuating (in consequence of the mechanical system damage) of one or all phases by the switch after command for shutdown.

The main characteristics, reflecting conditions of electrical safety at operation of automatic reclosing devices in quarry power networks and demanding justification, are:

- setpointing of automatic reclosing device ban on level of active resistance of insulation related to the ground of the disconnected affixions;
- value of the operational power supply voltage for control of the disconnected affixions insulation.

From the insulation condition assessment point of view, operational voltage for insulation control of the disconnected affixion has to be close or equal to the working voltage of a grid. However, proceeding from electrical safety conditions, providing demands are made to a source and level of operational voltage in the following conditions:

- 1) the source is connected to the line which current carrying parts may be touched by people;
- 2) the person touches already disconnected line which own capacity is loaded up to the voltage of the operational power supply.

According to the requirements of the automatic reclosing devices for quarry power networks the algorithm of work of its logical part which realizes the following functional instructions is developed:

- AR start from the action of protection against ground fault or overcurrent protection (if necessary);
- counting the time delay required to reduce to a safe level of EMF motor runout;
- control of a voltage applied to affixion of the disconnected phase and the development of an appropriate command to continue or ban reclosure;
- connect to affixion of the disconnected phase source of DC;
- related to the ground insulation resistance measurement of disconnected affixion and compare it with the set point;
- selection by measuring results and supply to the actuator commands to "switch-on" the circuit breaker or the "switch-on inhibit";
- control of command execution and the transition of the scheme in an initial condition.

The main element of the automatic reclosing devise is program block, based on the Read-only memory (ROM) and implements a given algorithm. As indicated in the diagram: CPG - current pulse generator, produces a square wave with the frequency of 50 Hz and necessary to synchronize the device; FD - frequency divider, designed to convert CPG to communicate with the address inputs program block; HVMU- high voltage monitoring unit; CUSA - the control unit switches of BB-20 affixion device when performing monitoring presence on the power line voltage and insulation resistance to ground power line; AD - affixion device designed to communicate with the device disconnected line recloser; IMU - insulation monitoring unit that provides measurement and evaluation of the insulation level to ground disabled power line; CUCB - the control unit circuit breaker of served affixion /2/.

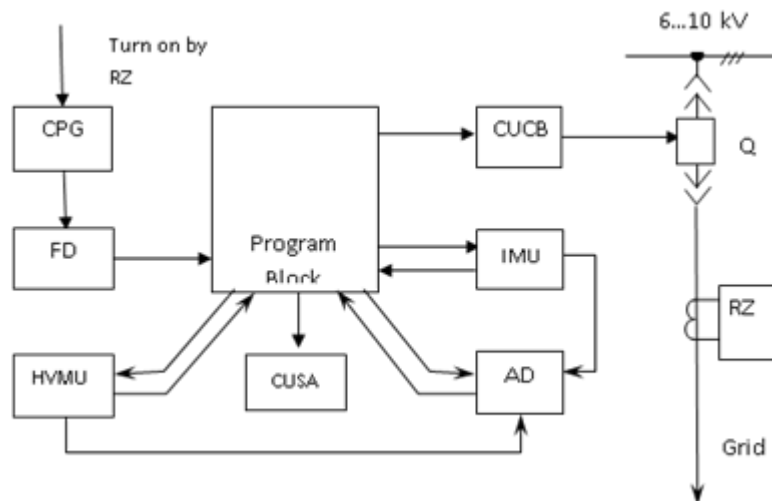


Fig. 1. The functional diagram of the AR for quarry power network

The developed automatic reclosing devise consists of three main components: insulation monitoring and control unit; connection device; the sensor of the high voltage existence, intended for installation in cells of mobile and stationary quarry distributive substations of power supply systems with the insulated and compensated neutral and with a working voltage of 6... 10 kV. The device can come into action from operation of protection against short circuits on the ground and, if necessary, the maximum current protection.

To predict the level of electrical safety and reliability of electrical grids and equipment in the operation of power systems (any enterprise and the more so quarres) for a number of reasons, primarily one should know the condition of their insulation. Continuous and automatic values control of insulation components of an electric grid (resistance and capacitance of the network phase insulation to the ground, the inductance of the compensat-

ing device) will allow predicting emergence of dangerous system conditions and, at available technical capability, to enter the advancing operating commands, allowing to minimize possible damage.

For the specified purposes essentially new way of continuous measurement of component values of insulation resistance related to the ground of an electric grid and its elements under the working voltage is offered. Which essence consists that on an electric network two operational sinusoidal signals are imposed at the same time whose frequencies are not equal and differs from commercial (figure 2).

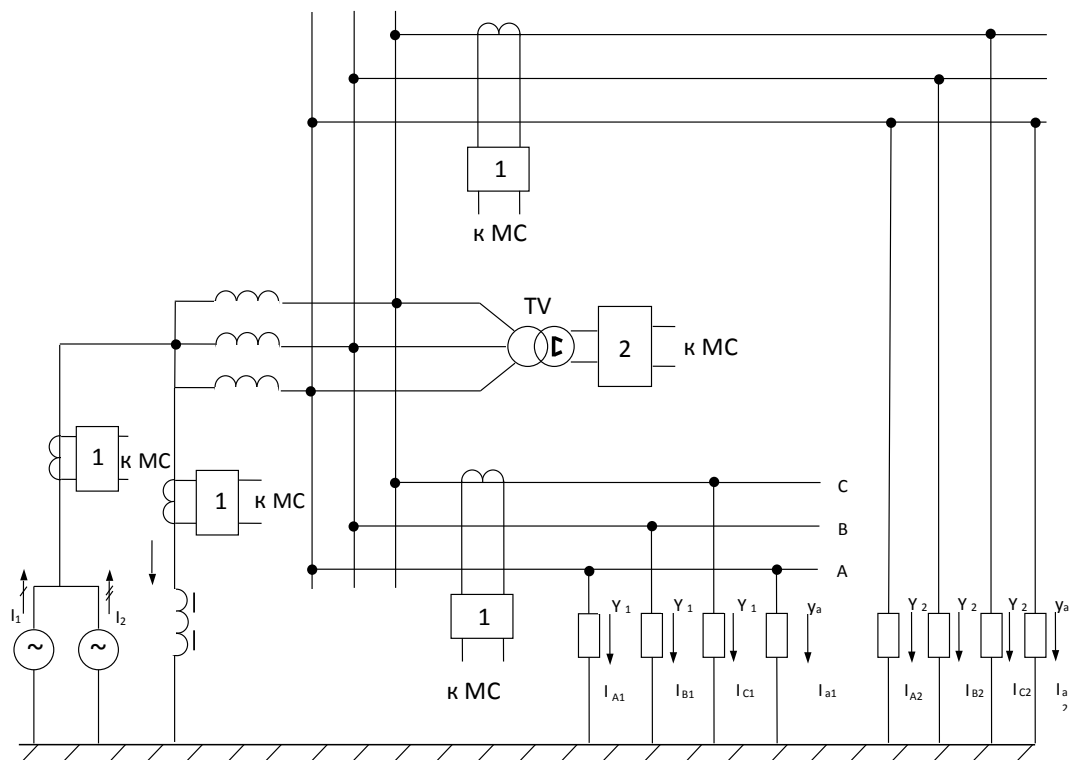


Fig. 2. The diagram illustrating the method of insulation continuous control of the distribution grid
 1 - The device of operational currents selection and processing;
 2 - The device of operational voltages selection and processing.

The values of insulation resistance R , inductance compensating device L_p and total capacitance C of the three phases to ground the entire grid or the relevant test section (affixion) are calculated based on the measured parameters of operational signals from the equation [3/

$$R = U_1 U_2 \sqrt{\frac{\omega_2^2 - \omega_1^2}{U_2^2 I_1^2 \omega_2^2 - U_1^2 I_2^2 \omega_1^2}}, \quad L_\delta = \frac{U_1 U_2}{\omega_1 \omega_2} \sqrt{\frac{\omega_1^2 - \omega_2^2}{U_1^2 I_2^2 - U_2^2 I_1^2}}, \quad C = \frac{1}{U_1 U_2} \sqrt{\frac{U_2^2 I_1^2 - U_1^2 I_2^2}{(\omega_1^2 - \omega_2^2)}}. \quad (13)$$

Where U, I, ω - values of tension, current and angular frequency of imposed operational sinusoidal signals of frequency f_1 and f_2 .

The functional diagram of continuous measurement system of related to the ground insulation parameters of all distributive grid or its elements without removal of working voltage is shown in Figure 3.

The system structure assumes a voltage channel and a few (controlled by the affixion number) of current channels. Voltage channel, on which entrance the signal arrives from the TV voltage (voltage measurement transformers), connected to the busbars of the switchgear, is designed for removing, handling and measuring the values of operating voltages U_{f1} and U_{f2} and transfer them to the computer module for future use. Current channels, on which input signals are received from the TA_i current sensors (current measurement transformers) for the outgoing feeders, are also designed to remove, process and measurement values and operating currents I_{f1} and I_{f2} of the distribution grid respective sections and transfer them to the computer module.

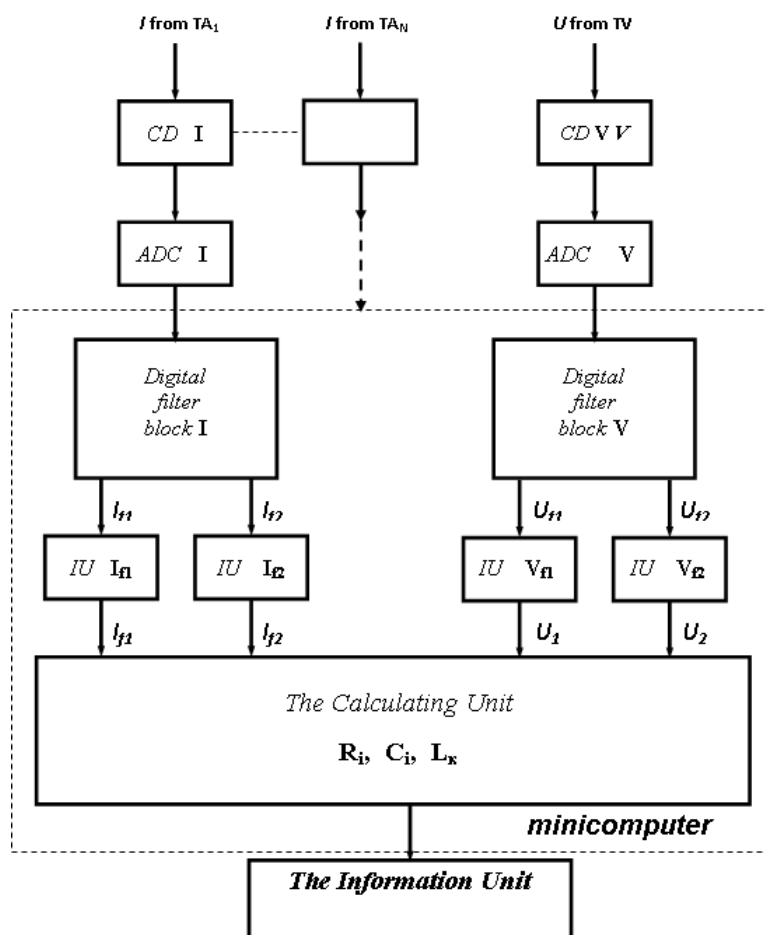


Fig. 3. The functional diagram of continuous measurement system of related to the ground insulation parameters

These channels are differ by entrance blocks (coordinating devices) CD providing linking of analog-digital converters and the corresponding measuring sensors (transformers). When the signal processing system performs the following operations in sequence: the analog signals are converted to digital (ADC); the corresponding blocks of a digital filtration (are intended for selection by program methods from the general current signal of operational frequencies signals) allocated and separated of operating frequency components; signals are measured (IU - quantification of the signals corresponding frequencies) and their values are entered in the calculating unit of the system.

The calculating unit on the basis of both measured and recorded values of operating voltages and currents from the expressions (13) with the transformation coefficients voltage measuring transformers k_V and current transformers k_{Ai} at given points of the distribution grid of power supply system calculates:

- insulation resistance to ground of the three phases corresponding to the entire grid or controlled section (i-th affixion)

$$R_i = \frac{U_1 U_2}{k_V k_{Ai}} \sqrt{\frac{\omega_2^2 - \omega_1^2}{U_2^2 I_{1i}^2 \omega_2^2 - U_1^2 I_{2i}^2 \omega_1^2}}; \quad (14)$$

- the total capacity of all three phases of the grid or the corresponding controlled section (i-th affixion) related to the ground

$$C_i = \frac{k_V k_{Ai}}{U_1 U_2} \sqrt{\frac{U_2^2 I_{1i}^2 - U_1^2 I_{2i}^2}{(\omega_1^2 - \omega_2^2)}}; \quad (15)$$

- arc-suppression coil inductance

$$L_e = \frac{U_1 U_2}{k_V k_{A\ddot{a}\ddot{o}} \omega_1 \omega_2} \sqrt{\frac{\omega_1^2 - \omega_2^2}{U_1^2 I_{2\ddot{a}\ddot{o}}^2 - U_2^2 I_{\ddot{a}\ddot{o}i}^2}}. \quad (16)$$

The information unit of the system is intended to the calculation results representation in a form convenient for specific conditions or form message and sending it to the power dispatcher and other interested services. In general, the use of microcontrollers or the microcomputers allows the offered method to use:

- for an operational measurement of insulation resistance level of both all power network as a whole, and each of affixion of a distributive grid;
- for an operational measurement of related to the ground capacity level of both all power network as a whole, and each of affixion of a distributive grid;
- for an operational measurement of arc suppression coil inductance values (compensating device);
- for automatic compensating device adjust in a resonance with the distributive grid capacity;
- to carry out selective leakage protection, protection against earth fault or alarm in power systems (quarries and mines), regardless of the configuration and mode of neutral network.

Conclusions

1. The new principle of protection method work is given, which is based on the performance evaluation of zero sequence current vectors and phase voltage vectors relative position, which can significantly increase the sensitivity of protection devices against ground faults and make it virtually independent of the total network capacity relative to the ground.
2. The theoretical substantiation is given and the method of ground insulation parameters selective determination of an electric network under the operating voltage is developed, based on imposing on a distributive grid of bi-frequency operational sinusoidal signals of noncommercial frequency.
3. The function diagram of continuous and automatic control system or relative to the ground insulation resistance and capacity measurement for a three-phase electric network over 1000 V is presented.
4. Depending on a place of current measuring sensors turning on the system is able to provide selective measurement of the whole power grid ground insulation or the corresponding affixion, also the arc suppression coil inductance.

References

1. Пивняк Г.Г., Шкрабець Ф.П. Несимметричные повреждения в электрических сетях карьеров: Справочное пособие. – М.: Недра, 1993. – 192 с.
2. Пивняк Г.Г., Шкрабець Ф.П., Горбунов Я.С. Релейная защита электроустановок на открытых горных работах: Справочное пособ. – М.: Недра, 1992. – 240 с.
3. Пивняк Г.Г., Шкрабець Ф.П., Заїка В.Т., Разумний Ю.Т. Системи ефективного енергозабезпечення вугільних шахт (монографія) / Дніпропетровськ: Національний гірничий університет, 2004. – 203 с.
4. Сопряжение датчиков и устройств ввода данных с компьютерами IBM PC: Пер. с англ./ Под ред. У.Томпкинса, Д. Уэбстера. – М.: Мир, 1992. – 592 с.
5. Цифровая обработка информации на основе быстродействующих БИС / С.А.Гамкрелидзе, А.В. Завьялов, П.П. Мальцев, В.Г. Соколов/ Под ред. В.Г. Домрачева. – М.: Энергоатомиздат, 1988. - 136 с.

Рекомендовано до друку: д-ром техн. техн. наук, проф. Разумним Ю.Т.

АВТОМАТИЗАЦІЯ ВИРОБНИЧИХ ПРОЦЕСІВ

УДК 622.32

Г.Н. Ковшов, д-р техн. наук, А. В. Ужеловский

(Украина, Днепропетровск, Приднeпровская государственная академия строительства и архитектуры)

РАЗРАБОТКА ИМИТАЦИОННОЙ МОДЕЛИ УПРАВЛЕНИЯ ОРИЕНТАЦИЕЙ БУРОВОГО СНАРЯДА, С УЧЕТОМ ВЛИЯНИЯ ТЕМПЕРАТУРНОЙ ПОГРЕШНОСТИ ДАТЧИКОВ ЕГО ПОЛОЖЕНИЯ В ПРОСТРАНСТВЕ

Введение. По мере роста потребления энергоресурсов, связанного с развитием тяжелой и легкой промышленности, большое внимание уделяется разведке полезных ископаемых и, в частности, разведке на нефть и газ, запасы которых уменьшаются. Бурение новых и реставрация старых скважин требует значительных финансовых затрат. Возможность использования старых скважин с целью разведки полезных ископаемых на разных глубинах и на большой территории значительно уменьшает финансовые затраты, а также сокращает время поиска полезных ископаемых. Один из способов снижения затрат - применение направленного бурения. Изменение трассы бурения скважин возможно различными способами, например, установкой отклоняющих устройств или путем управления бурением скважин с одновременным использованием отклоняющих устройств. Последний способ наиболее перспективный, но и более сложный.

Создание автоматизированной системы контроля, регулирования и управления трассой скважины, в состав которой входят элементы автоматики, несущие информацию о влиянии отрицательных факторов окружающей среды, позволило бы значительно снизить затраты на ее строительство.

Анализ исследований и публикаций. Задачи управления бурением скважины невозможно решить без информации о положении бурового снаряда в пространстве. Существует большое количество датчиков, позволяющих определять зенитный и азимутальный углы, характеризующие положение бурового снаряда в пространстве. Анализ их технических характеристик представлен в работе [5] и других, где видно, что изменение температуры окружающей среды по мере углубления скважины и положения бурового снаряда в пространстве существенно сказывается на точности показаний датчиков зенитного и азимутального углов.

Так, в работе [9] говорится, что в показаниях акселерометра при значительном углублении скважины, т.е. в случае, когда температура на забое может достигать значений, превышающих 100 °С и больше, присутствует погрешность статической характеристики, имеющей нелинейный характер. Указывается также, что для ее учета, непосредственно возле инклинометра, следует устанавливать датчик температуры на вход микроконтроллера, предназначенного для формирования желаемого переходного процесса, должен поступать скорректированным, т.е. исключая погрешность, вносимую в результате изменения температуры окружающей среды. Это возможно, если сигнал от датчика температуры вначале будет поступать в устройство, учитывающее полученную информацию и вырабатывающее скорректированный сигнал от инклинометра об истинном положении бурового инструмента.

Одним из способов коррекции может стать алгоритмический метод [5].

Знание пространственного положения бурового снаряда в скважине дает возможность лишь принять решение о необходимости корректировки трассы скважины. Реализации процесса корректировки требует наличия системы управления техническими средствами, обеспечивающими изменение направления бурения.

Управление изменением направления бурения скважины возможно поворотом буровой колонны вместе с отклонителем, используя электропривод роторного стола переменного или постоянного тока с замкнутой системой регулирования угловой скорости вращения двигателя и обратной связью по положению бурового снаряда. При этом к электроприводу ставятся определенные требования – недопустимость поворота на угол, больший заданного, или реверса. В связи с этим при получении сигнала ошибки, т.е. при уходе от требуемого направления бурения переходный процесс автоматизированной системы регулирования частоты вращения электропривода при повороте буровой колонны должен носить линейный или экспоненциальный характер.

В работах [1,3] показано, что для этого целесообразно использовать электропривод постоянного тока или асинхронный регулируемый частотный электропривод с реализацией алгоритма управления в форме нечеткого регулятора.

Асинхронный регулируемый частотный электропривод в составе системы управления в настоящее время является более перспективным, что подтверждается использованием мощных частотных преобразователей в электроприводе механизмов подъема и ротора современных буровых станков [9].

Полученные переходные характеристики [2] предлагаемой системы управления электроприводом ротора бурового станка носят экспоненциальный характер, что подтверждает возможность и целесообразность использования регулируемого частотного электропривода для этой цели.

В связи с вышесказанным предоставляется возможность устанавливать буровой инструмент с учетом температурной компенсации датчика положения, используя при этом автоматизированный электропривод роторного стола с частотным управлением, при котором появляется возможность осуществлять поворот буровой колонны как при непрерывном бурении, так и при неподвижном состоянии.

Цель работы. Разработать имитационную модель автоматизированной системы управления процессом корректировки режимов бурения скважины, которая позволила бы на стадии проектирования трассы: учитывать ее возможное отклонение от заданного направления, вызываемое температурной погрешностью показаний датчиков положения бурового снаряда; выбирать устройство, способ или метод корректировки; обеспечить более точную ориентацию бурового инструмента.

Задача работы. Оценить возможную погрешность при установке установки бурового снаряда в заданное положение, с помощью имитационной модели, позволяющей учитывать погрешность показаний датчика температуры и осуществлять корректировку его статической характеристики выходного сигнала от угла поворота при изменении температуры окружающей среды.

Основной материал. Имитационную модель следует разработать с учетом основных элементов системы автоматического управления углом установки отклонителя [1]. Структура такой системы приведена на рис.1. При создании имитационной модели буровая колонна принималась в динамическом отношении как инерционное звено 1-го порядка. Ротор бурового станка и муфта рассматривались как усилительные элементы, входящие в состав электропривода. Имитация изменения выходного сигнала датчика азимутального или зенитного угла при изменении температуры окружающей среды осуществлялась с помощью блока линейной зависимости и блоков, реализующих полиномиальную зависимость выходного сигнала от входного. При этом предполагалось, что время прохождения выходного сигнала блока линейной зависимости пропорционально величине углубления скважины.

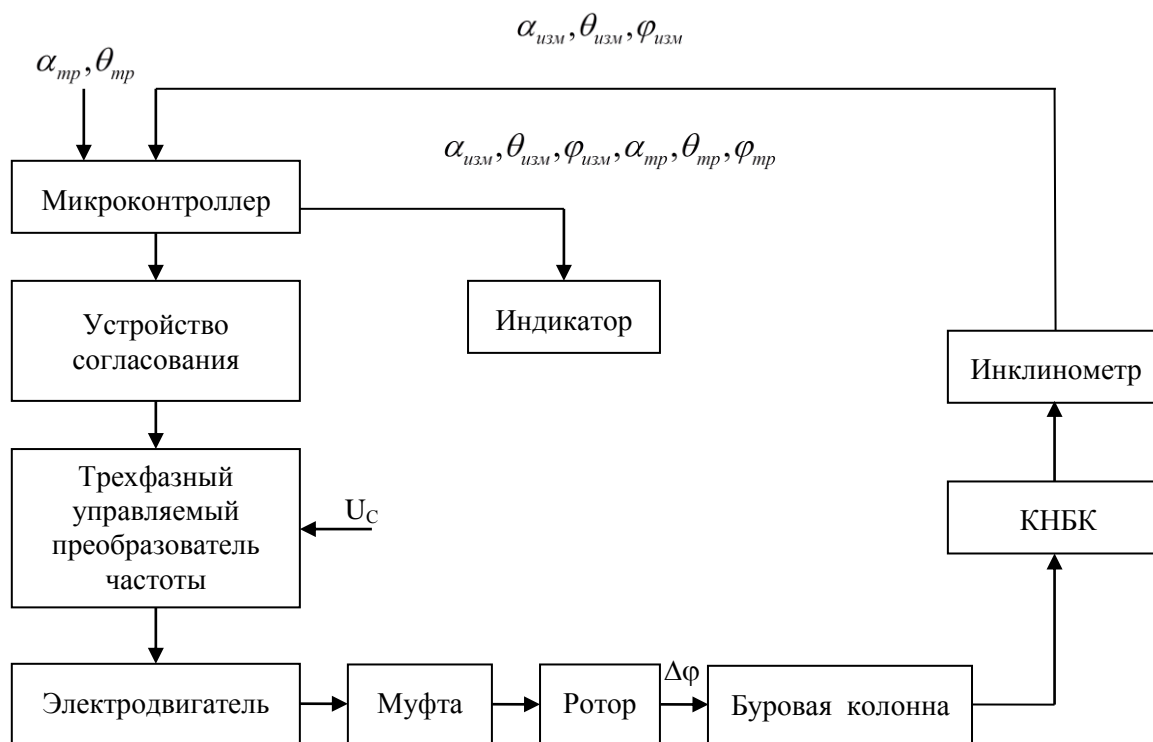


Рис. 1. Структурная схема автоматического управления углом установки отклонителя

Система содержит микроконтроллер, который на основании получаемой текущей информации от инклинометра об азимутальном и зенитном углах ($\alpha_{izm}, \theta_{izm}$) сравнивает их с требуемыми (α_{tr}, θ_{tr}), вычисляет нужное значение угла установки отклонителя (φ_{tr}) и подает управляющие сигналы на ис-

полнительное устройство. Исполнительное устройство содержит: подключенный к источнику напряжения питающей сети (U_c) трехфазный управляемый преобразователь частоты, формирующий рабочее напряжение для регулирования частоты вращения электродвигателя; муфту; ротор, обеспечивающий поворот колонны буровых труб.

Имитационная модель системы управления углом поворота буровой колонны представлена на рис. 2. При составлении модели были учтены результаты исследований, приведенные в работе [11], датчика температуры и описания зависимости его выходного сигнала от температуры полиномами 1- и 3-го порядков. Для получения сравнительной характеристики влияния изменения температуры в скважине на показания инклинометра, а также для сравнения значения корректировки температурной погрешности полиномами 1- и 3-го порядков модель представлена двумя идентичными системами управления, отличающимися лишь порядком полиномов.

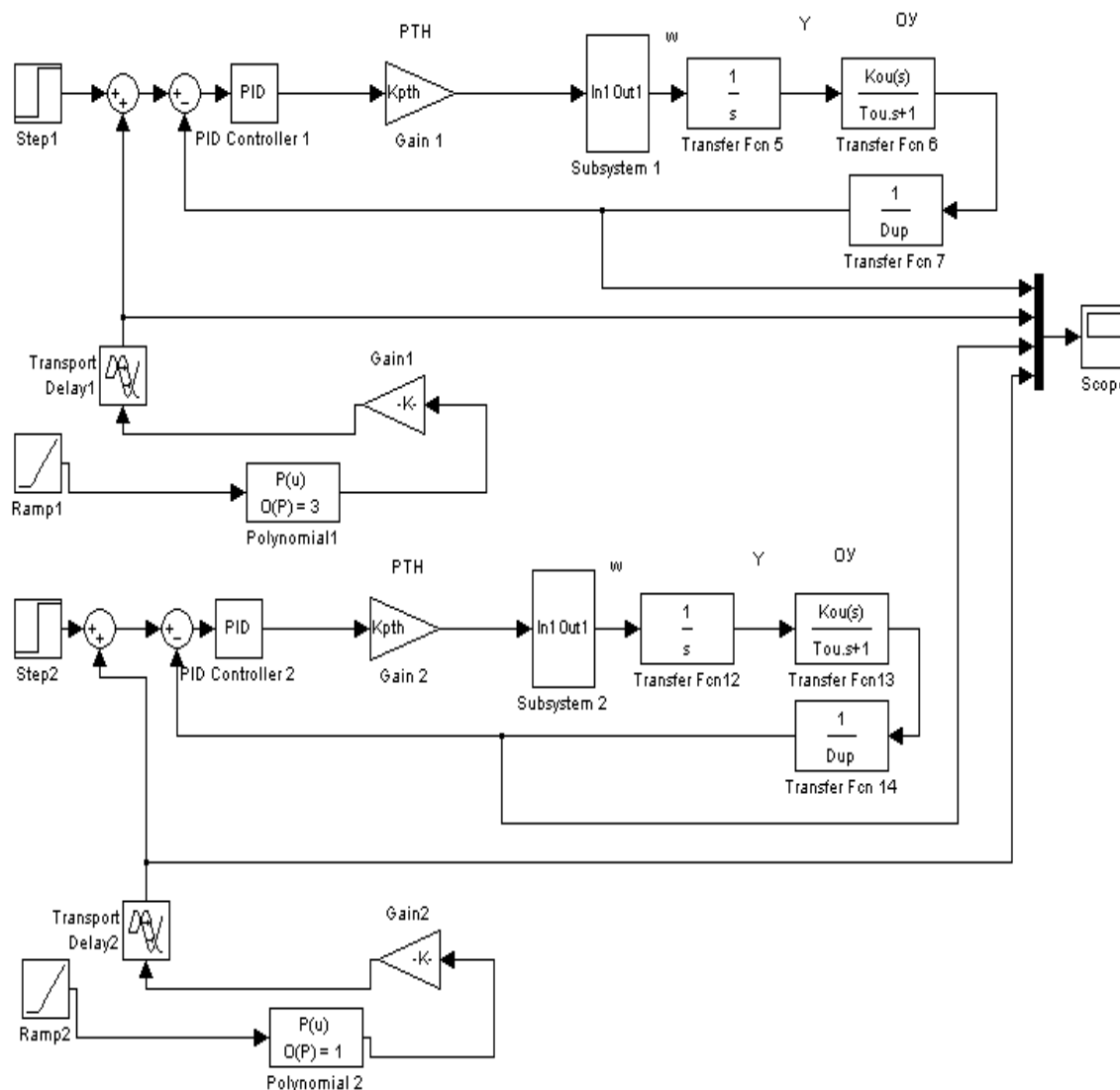


Рис. 2. Имитационная модель замкнутой системы управления углом поворота буровой колонны

Имитационная модель разработана с помощью пакета расширения Matlab-Simulink. На схеме показаны следующие элементы: Subsystem 1,2 – subsystemы, реализующие работу асинхронного короткозамкнутого электродвигателя переменного тока с управлением угловой скоростью при помощи преобразователя частоты ПТН; PID Controller 1,2 – микроконтроллеры, обеспечивающие реализацию ПИД - закона регулирования; Gain 1,2 (K_{pth})- преобразователи частоты напряжения питания двигателя ротора бурового станка; Transfer Fcn 5,12 – интеграторы, преобразующие угловую скорость вращения ротора бурового станка в угол поворота $\Delta\varphi$; Transfer Fcn 6,13 – передаточные функции буровой колонны, принимаемой как инерционное звено первого порядка; Transfer Fcn 7,14 – передаточные функции датчиков угла поворота ротора бурового станка; Step 1,2 – блоки задания угла поворота буровой колонны; Gain 1,2 – бло-

ки согласования сигнала коррекции, описываемого полиномами Polynomial 1,2 соответственно 3- и 1-го порядков; Ramp 1,2 – блоки линейной зависимости, имитирующие сигналы от датчиков температуры и установленные на буровом снаряде, находящемся на забое; Transport Delay 1,2 – звенья запаздывания, установленные для визуального наблюдения переходного процесса в системе после поступления сигнала об изменении температуры на забое.

Субсистемы, реализующие работу асинхронного электродвигателя переменного тока с короткозамкнутым ротором и напряжением питания от преобразователя частоты представлены на рис. 3.

Этапы исследования работоспособности системы управления рассмотрены ниже для условий, приближенных к реальным. В качестве приводного электродвигателя принят низковольтный асинхронный электродвигатель с короткозамкнутым ротором серии AFD, выпускаемый компанией ООО «КРАНРОС» (г. Челябинск).

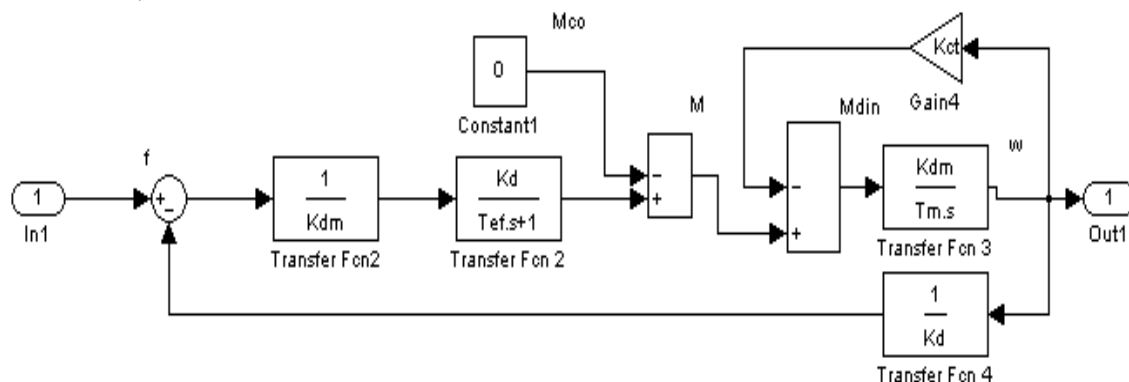


Рис. 3. Субсистема, реализующая работу замкнутой системы регулирования частоты вращения асинхронного электродвигателя переменного тока с короткозамкнутым ротором, обратной связью по угловой скорости и напряжением питания от преобразователя частоты

Учитывая техническую характеристику двигателя серии AFD423SA6 мощностью $P_n = 500$ кВт ($U_n = 660$ В, $I_n = 510$ А, $M_n = 4807$ Н*м, $n_n = 750$ об/мин, $J = 32,73$ кг*м²), предназначенного для привода главных механизмов буровых установок: буровой лебедки, бурового насоса, роторного стола, питающегося от преобразователя частоты, расчетные коэффициенты и динамические параметры в принятой субсистеме, (рис.3) были определены по зависимостям предлагаемым в работе [4], и имеют следующие значения: $k_{dm} = 0,01$ 1/с*Н*м – коэффициент передачи двигателя по моменту; $s_{cp} = 1,02$ – критическое скольжение; $m_k = 1$; $\omega_0 = 100$ 1/с. – синхронная скорость; $k_d = 6,28$ – коэффициент преобразования; $T_{ef} = 1,01$ с – фиктивная электромагнитная постоянная времени.; $T_m = 3,273$ с. – электромеханическая постоянная времени; $M_\phi = 9425,5$ Нм – фиктивный момент при $\omega = 0$; $k_{cm} = 45,9$ – коэффициент скоростного (вязкого) трения) т.е. численные значения динамических параметров элементов схемы и коэффициенты приняты такими же, как и в работе [9].

Результатом моделирования систем (см рис. 2) явилось получение их переходных характеристик (рис. 4).

Из рисунка видно, что кривые имеют экспоненциальный характер. Колебательный процесс отсутствует даже в случае скачкообразного изменения температуры.

Кривые 1 и 2 соответствуют значениям корректировки показаний датчика соответственно полиномами 1- и 3-го порядков, а кривые 3 и 4 – соответствующим значениям угла поворота бурильной колонны.

Видим также, что наибольшая погрешность в показаниях датчика по сравнению с приводимой в его техническом описании, наблюдается примерно при температуре 162⁰С. При описании температурной зависимости датчиков (полученной экспериментально) с полиномами 1- и 3-го порядков видно, что более точные результаты получены при описании полиномом 3-го порядка, максимальная погрешность может составлять до 1,03 %. Такая температура соответствует глубине скважины, примерно, в 3000 м. Погрешность в 1,03% на этой глубине существенно влияет на определение пространственного положения бурового инструмента.

Выводы

Разработана имитационная модель, позволяет:

- на стадии проектирования оценивать влияние температурной погрешности показаний датчика зенитного угла или азимутального угла на положение бурового инструмента при разных глубинах скважины;

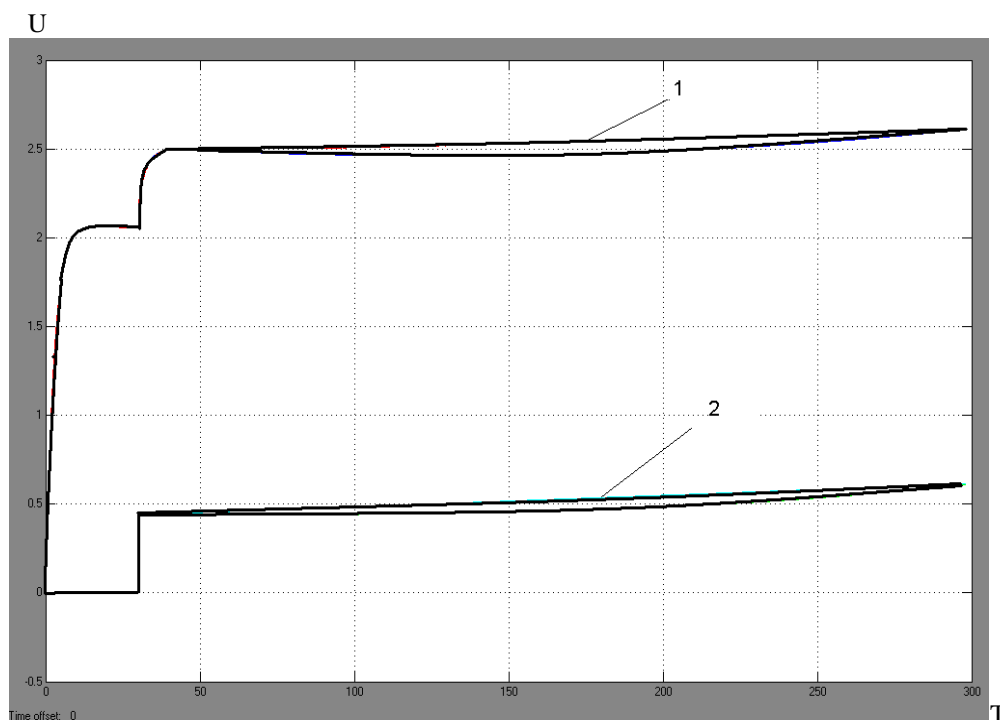


Рис. 4. Характеристики переходных процессов в системе управления углом поворота буровой колонны

– исследовать и оценивать качественные показатели переходного процесса замкнутой системы регулирования угловой скорости вращения приводного электропривода ротора бурового станка, рассчитывать рациональные параметры настройки регулятора для получения переходного процесса без перерегулирования, тем самым повышая точность пространственного ориентирования буровой колонны.

– определять и учитывать влияние динамических параметров на точность установки буровой колонны, за счет введения обратной связи по положению бурового снаряда в систему управления процессом бурения.

Список литературы

1. Аглиуллин Ю.Ф. Автоматическая система ориентации бурового инструмента / Ю.Ф. Аглиуллин, И.Ф. Нугаев / Электроника, автоматика и измерительная техника: межвузовский сборник научных трудов с международным участием. –Уфа: УГАТУ, 2011. -331 с. ISSN 0455-8576
2. Герман - Галкин С.Г. Компьютерное моделирование полупроводниковых систем в МАТЛАБ 6.0 / С.Г Герман - Галкин : Учебное пособие. –СП. : КОРОНА принт, 2001. – 320 с. ISSN 6840-2308
3. Гультияев А.К. МАТЛАБ 5.3. Имитационное моделирование в среде Windows / А.К. Гультияев - Практическое пособие .- СПб.: КОРОНА принт, 2001. – 400 с. ISSN 4895-0895
4. Зимин Е.Н. Автоматическое управление электроприводами / Е.Н. Зимин, В.И. Яковлев / Учеб. Пособие для студентов вузов.- М.: Высш.школа, 1979. -318 с., ил. ISSN 0564-6898
5. Ковшов Г.Н., Алимбеков Р.И., Шибер А.В. Инклинометры (основы теории и проектирования) / Г.Н. Ковшов, Р.И. Алимбеков, А.В. Шибер – Уфа : ГИЛЕМ, 1998. – 380 с. ISSN 0237-6904
6. Чиликин М.Г. Теория автоматизированного электропривода / М.Г. Чиликин, В.И. Ключев, А.С. Сандлер - Учеб. Пособие для вузов/ – М.: Энергия, 1979. – 616 с. ISSN 7685-9965
7. Крупович В.И. Справочник по проектированию автоматизированного электропривода и систем управления технологическими процессами / В.И. Крупович, Ю.Г. Барыбин, М.Л. Самовер – 3-е изд., перераб. И доп. – М.: Энергоиздат, 1982. -416 с., ISSN 0761-0385
8. Сандлер А.С. Автоматическое частотное управление асинхронными двигателями. /А.С. Сандлер, Р.С. Сарбатов // «Энергия», 1974. – 328 с., ISSN 9875-7664
9. Ковшов Г.Н. Автоматизированная система управления ориентации бурового инструмента с использованием электропривода роторного стола бурового станка Г.Н. Ковшов, И.В. Рыжков, А.В. Ужеловский - Горная электромеханика и автоматика, Днепропетровск 2013 г. ISSN 0201-7814

Рекомендовано до друку: д-ром техн. наук, проф. Хіловим В.С.

*А.Н. Коптовец, д-р. техн. наук, А.В. Денищенко, В.В. Зиль, канд. техн. наук, О.О. Юрченко
(Украина, Днепропетровск, Государственное ВУЗ «Национальный горный университет»)*

ОБЕСПЕЧЕНИЕ БЕЗОПАСНОСТИ ПЕРЕМЕЩЕНИЯ БУРОВЫХ СТАНКОВ

Введение. В технологии добычи полезных ископаемых открытым способом важное место занимает процесс бурения взрывных скважин. Анализ эксплуатации парка тяжелых станков вращательного бурения шарошечными долотами показывает, что на крепких породах положительно зарекомендовали себя станки типов СБШ-250МНА-32 и СБШ-250МНР. Эти станки проектировались специально для рудных карьеров, а их новые модификации позволяют противостоять моральному старению [1].

Цель работы – повышение безопасности перемещения буровых станков в карьерах за счет совершенствования их конструкции и методов расчета.

Результаты исследований. На производительность процесса бурения существенное влияние оказывает скорость перемещения станка от одного места дислокации к другому. При этом сам процесс перемещения по трассе со сложным продольным профилем и планом в условиях интенсивного движения технологического транспорта в карьере отличается повышенной опасностью.

Заводы-изготовители станков рекомендуют несколько способов их перемещения в пределах карьера: собственным ходом с обеспечением питания электроэнергией от ПКТП (передвижной комплексной трансформаторной подстанции); собственным ходом с питанием от передвижной электростанции (перегонного агрегата); при помощи тракторов (бульдозеров) на жесткой сцепке. Каждый из этих способов имеет свои преимущества и недостатки, однако на практике при перемещении станков на значительные расстояния наибольшее применение получил последний.

Задачи обеспечения безопасности в этом случае сводятся к правильному выбору типа бульдозера для транспортирования, обоснованного тяговыми и тормозными расчетами, использованию сцепных устройств с достаточным запасом прочности, разработке технических устройств и мероприятий с целью повышения безопасности процесса перемещения буровых станков.

Дополнительные меры по удержанию станка и бульдозера на продольном профиле трассы следует рассматривать как реакцию на следующие случаи: обрыв жесткой сцепки и внезапная остановка двигателя бульдозера. При этом следует учитывать, что появление самокатного движения под действием силы тяжести станка и бульдозера возможно лишь на предельных уклонах дорог карьеров (70–100%) благодаря высоким значениям сопротивления движению. Кроме того, в режиме движения по спуску при любых нештатных ситуациях машинист бульдозера может остановить состав, опустив отвал и внедрив его в верхний слой дороги. Поэтому с точки зрения обеспечения безопасности наиболее сложным является режим движения состава на подъем с уклоном более 70%, когда возможно скатывание станка в случае обрыва сцепки, либо скатывание состава из станка и бульдозера при внезапной остановке двигателя последнего и отказе его тормозной системы.

Для этого режима движения возможны следующие технические решения: применение страховочной гибкой сцепки, дублирующей жесткую; использование дополнительного стопорного устройства, исключающего скатывание станка по спуску.

Страховочные (опоясывающие) канаты широко применяются на шахтном рельсовом транспорте для предотвращения разъединения состава вагонов при движении по наклонным участкам пути. В связи с тем, что страховочная сцепка должна удерживать станок на максимальном уклоне трассы в случае обрыва жесткой сцепки, то для ее расчета принимаем максимальное растягивающее усилие при перемещении станка, равное максимальному тяговому усилию бульдозера по сцеплению.

На крутых подъемах при перемещении станка целесообразно использовать стопорное устройство по типу железнодорожного горочного башмака (рис. 1), которое при помощи цепей присоединяется к бульдозеру сзади. Оно состоит из двух лыж, боковин, оси и стопора. Центр тяжести последнего смещен таким образом, чтобы его рабочая поверхность с выступами не контактировала с дорогой во время движения на подъем.

В случае возникновения несанкционированного движения станка в противоположную сторону, например, при разрушении сцепки или остановке тягового двигателя бульдозера, последний вместе с буровым станком начнет движение в направлении спуска под действием скатывающей составляющей сил тяжести. При этом лыжи стопорного устройства остаются на месте за счет силы трения между ними и дорогой, а гусеницы бурового станка наезжают на стопор и вдавливают его выступы в верхний слой дороги. При этом дополнительная сила сопротивления движению, которая возникает, способна компенсировать суммарную скатывающую составляющую сил тяжести станка и бульдозера, чем обеспечивается их надежная остановка. После начала движения бульдозера выступы стопора освобождаются и процесс перемещения продолжается.

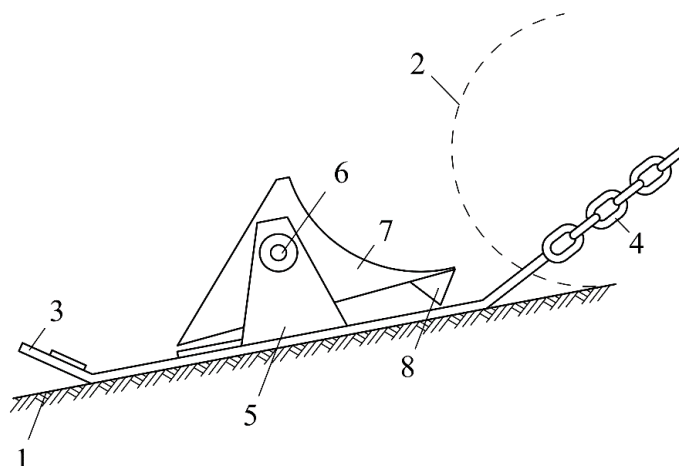


Рис. 1. Стопорное устройство:
 1 – автодорога; 2 – гусеница бурового станка; 3 – лыжа; 4 – цепь;
 5 – боковина; 6 – ось; 7 – стопор; 8 – выступ

Другим техническим решением [2], направленным на повышение безопасности процесса, может быть использование тормозной системы самого бурового станка (рис. 2), на котором установлены тормоза типа ТКП-300 с электромагнитами постоянного тока на напряжение 110 В мощностью 230 Вт.

Отключение станка от электропитания при его перемещении трактором влечет за собой прижатие тормозных колодок 6 к барабану 7 усилием предварительно сжатой пружины. Если до начала движения запитать обмотки электромагнитов 3 от внешнего источника тока 1, то тормозной механизм гусеничного хода станка совместно с пультом управления 4 можно эффективно использовать в процессе перемещения. В качестве внешнего источника тока могут выступать аккумуляторная батарея либо генератор трактора 1, коммутируемые проводниками 5 с обмотками электромагнитов 3 через преобразователь напряжения 2.

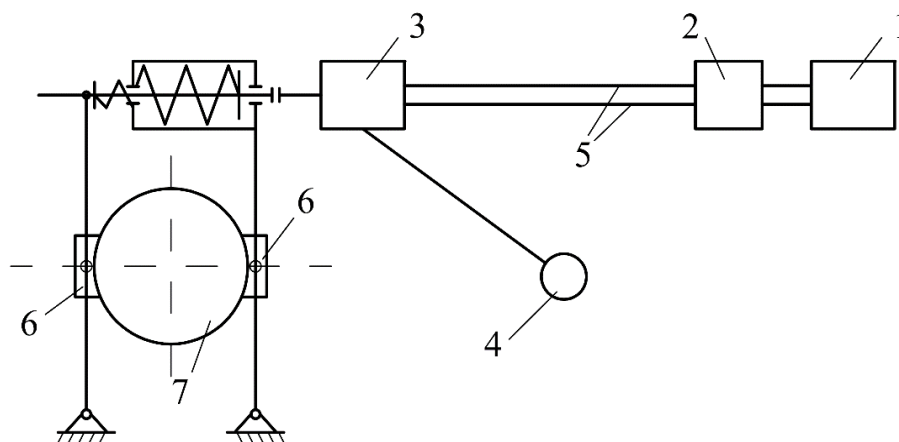


Рис. 2. Тормозное устройство станка:
 1 – генератор; 2 – преобразователь; 3 – электромагнит;
 4 – пульт управления; 5 – проводники; 6 – тормозная колодка; 7 – барабан

На практике для перемещения буровых станков бульдозерами применяют либо стержневые независимые жесткие сцепки, либо сварные трапециевидные. Расстояние между тяговым трактором и буровым станком согласно рекомендациям завода-изготовителя должно составлять не менее 4 метров.

Для обоснованного расчета жесткой сцепки на прочность необходимо определить величину нагрузок при следующих неблагоприятных условиях перемещения бурового оборудования:

1) равномерное прямолинейное движение гусеничного тягача с буровым станком на предельном подъеме (согласно паспорта технологических автомобильных дорог) с углом α по деформируемому грунту (рис.3);

2) прохождение поворота на предельном подъеме (рис. 5);

3) поворот бурового станка вокруг центра тяжести (рис. 6).

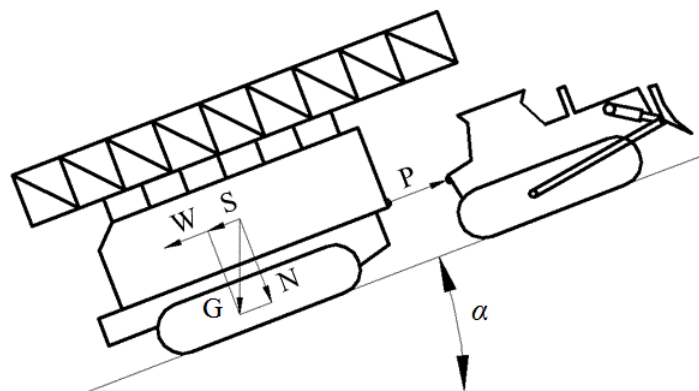


Рис. 3. Расчетная схема движения гусеничного тягача с буровым станком

Для упрощения расчетной схемы будем считать, что жесткая сцепка расположена параллельно дороге.

Согласно расчетной схеме на рис. 3 усилие в сцепке,

$$P = S + W,$$

где S – продольная составляющая силы тяжести бурового станка,

$$S = G \sin \alpha,$$

G – полный вес бурового станка; W – сила сопротивления движению бурового станка,

$$W = N \omega,$$

N – нормальная составляющая силы тяжести станка,

$$N = G \cos \alpha;$$

ω – коэффициент сопротивления движению станка.

Вследствие однотипности конструктивных решений у машин одного и того же вида значение ω достаточно стабильно [3].

Расчетную схему сцепки (рис. 4) можно представить в виде сходящихся сил (классическая схема).

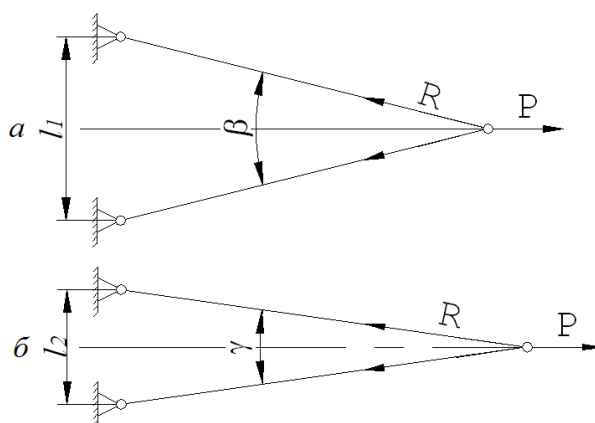


Рис. 4. Варианты схем крепления жесткой сцепки спереди (а) и сзади (б) бурового станка

Напряжение растяжения в стержнях сцепки

$$\sigma_p = \frac{R}{F} \leq [\sigma_p],$$

где F – площадь поперечного сечения стержня; $[\sigma_p]$ – допускаемые напряжения растяжения; R – растягивающее стержень усилие (более нагруженный вариант рис. 4, а),

$$R = \frac{P}{2 \cdot \cos \frac{\beta}{2}}$$

Нагружение можно считать статическим, так как при равномерном прямолинейном движении число циклов за период перемещения $N \leq 103$.

При известных усилиях R , растягивающих стержень, можно рассчитать на прочность отдельные конструктивные элементы сцепки (проушин, шкворней, сварочных швов и т.д.)

При вписывании перемещаемого бурового станка в кривую, его движение можно рассматривать как дискретное – прямолинейное по касательной к кривой радиусом R с мгновенными поворотами вокруг центра тяжести станка под действием силы F (рис. 5). Это объясняется разными радиусами кривизны поворота для внутреннего и внешнего гусеничного полотна.

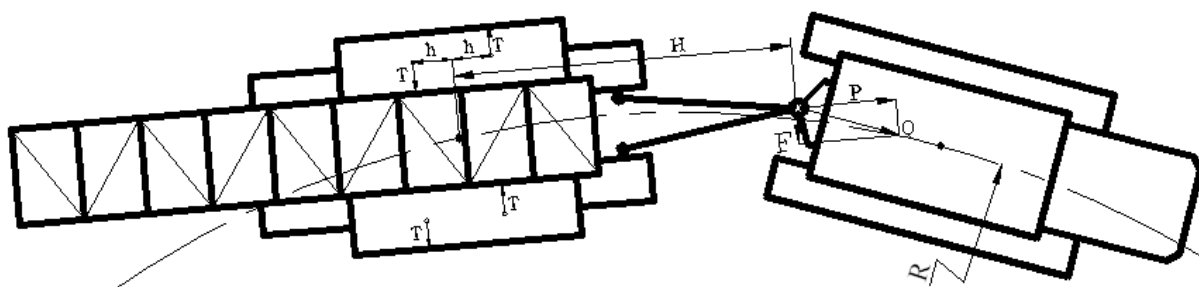


Рис. 5. Схема для расчета прохождения составом криволинейного в плане участка пути

В этом случае сила тяги на сцепке

$$Q = \sqrt{P^2 + F^2}$$

Сила, вызывающая поворот станка вокруг центра тяжести,

$$F = \frac{4hT}{H}$$

где H, h – плечи силы на сцепке F и силы трения T , возникающей при повороте станка вокруг своего центра тяжести.

Сила трения, возникающая при повороте бурового станка,

$$T = Nf$$

где f – коэффициент трения гусеничного полотна о грунт; N – реакция грунтового покрытия от силы тяжести станка,

$$N = G/4.$$

Усилия, возникающие в стержнях сцепки, рассмотрены на расчетной схеме, см. на рис. 6.

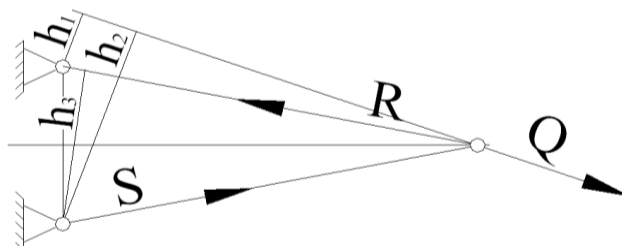


Рис. 6. Расчетная схема для определения усилий в стержнях сцепки

Верхний стержень сцепки под действием силы R работает на растяжение, нижний – на сжатие (под действием силы S):

$$S = \frac{Qh_1}{h_3};$$

$$R = \frac{Qh_2}{h_3}.$$

Под действием сжимающего усилия S может произойти потеря устойчивости стержня. Для обеспечения устойчивости необходимо, чтобы выполнялось условие

$$S \leq P_{кр},$$

где $P_{кр}$ – критическая нагрузка, превышение которой вызывает потерю устойчивости. Значение критической силы

$$P_{кр} = \frac{\pi^2 EI}{L^2},$$

где E – модуль продольной упругости; I – наименьший момент инерции сечения стержня; L – длина стержня сцепки.

Рассмотрим процесс поворота бурового станка вокруг центра тяжести, возникающий из-за разности радиусов поворота наружного и внутреннего гусеничного полотна (рис. 7).

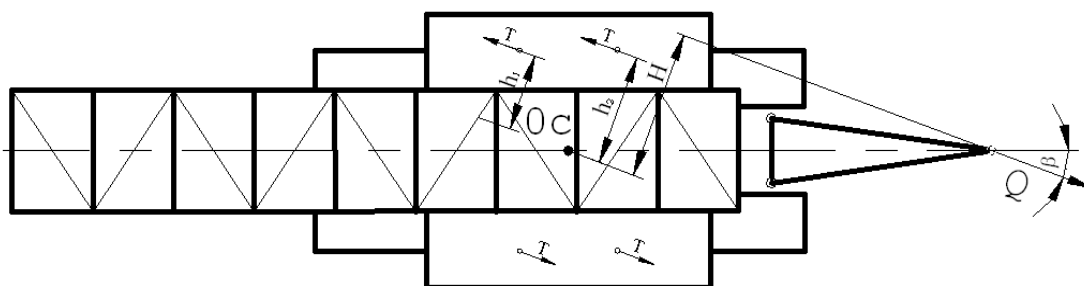


Рис. 7. Схема для расчета сил, возникающих при повороте станка

Усилие на сцепке при повороте

$$Q = \frac{2T(h_1 + h_2)}{H}.$$

Как видно из формулы, усилие на сцепке Q зависит от геометрических параметров H , h_1 , h_2 , т.е. от угла поворота β (рис. 8).

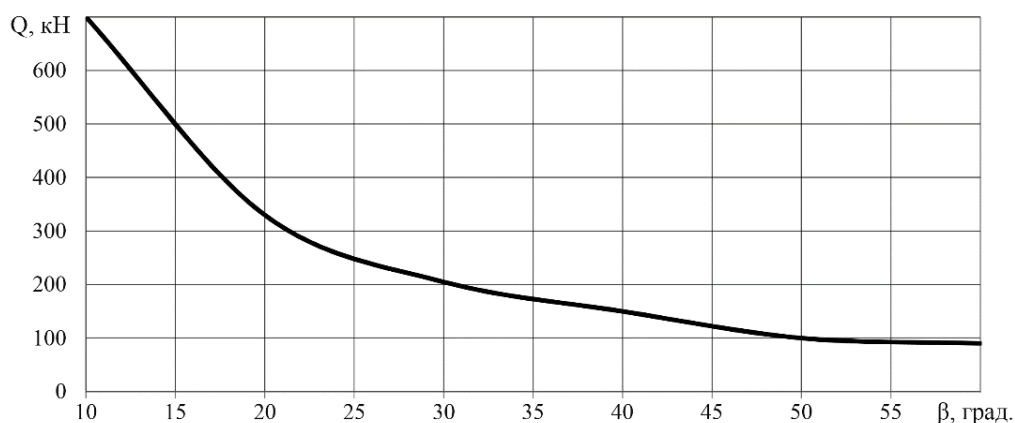


Рис. 8. Кривая зависимости величины усилия на сцепке от угла поворота

Зависимость величины усилия в стержнях сцепки от угла поворота рассмотрена на рис. 9.

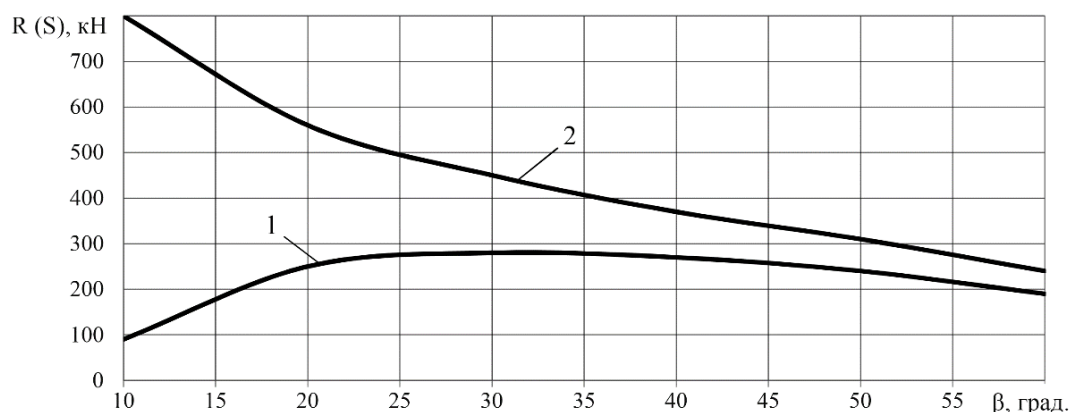


Рис. 9. Кривые зависимости сжимающего усилия в стержнях S (1) и растягивающего R (2) от угла поворота β

Величина усилия на сцепке Q не может превышать значение, определяемое срывом сцепления. Поэтому в качестве расчетного необходимо принимать предельное значение силы тяги бульдозера при срыве сцепления.

На основании проведенных исследований можно сделать следующие **выводы**: процесс перемещения буровых станков в пределах карьера при помощи бульдозеров является достаточно надежным и малозатратным при условии правильного выбора типов тягачей и параметров жесткой сцепки; предлагаемые технические решения и методики расчета могут существенно повысить уровень безопасности при перемещении буровых станков и для их реализации требуется проведение проектно-конструкторских работ.

Список литературы

1. Кучерский Н.И. Современные технологии при освоении коренных месторождений золота / Н.И. Кучерский. – М.: Руда и металлы, 2007. – 696 с.
2. Рішення про видачу деклараційного патенту на корисну модель №4523/ЗУ/14 від 05.03.2014 р. Спосіб переміщення бурового станка у кар'єрі / Денищенко О.В., Коптовець О.М., Зіль В.В., Юрченко О.О. / Реєстраційний номер заявки у 2013 14764, дата подання 16.12.2013 р.
3. Платонов В.Ф. Гусеничные и колесные транспортно-тяговые машины / В.Ф. Платонов, Г.Р. Леиашвили. – М.: Машиностроение, 1986. – 291 с.

Рекомендовано до друку: д-ром техн. наук, проф. Самусею. В.І.

УДК 681.5.015

Фарис Самир Расми Альхори

(Украина, Днепропетровск, Государственное ВУЗ «Национальный горный университет»)

АВТОМАТИЧЕСКИЙ АНАЛИЗАТОР СТЕПЕНИ ЗАГРУЗКИ ШАРОВОЙ МЕЛЬНИЦЫ РУДОЙ ПО СИГНАЛАМ АКТИВНОЙ МОЩНОСТИ ЭЛЕКТРОДВИГАТЕЛЕЙ МАГНИТНОГО СЕПАРАТОРА И МЕЛЬНИЦЫ

Шаровые мельницы широко применяются на обогатительных фабриках руд черных и цветных металлов для предварительного измельчения и раскрытия руд. Шаровые мельницы первых стадий измельчения применяют для предварительного измельчения руд, а шаровые мельницы вторых и третьих стадий – для раскрытия руды и последующего обогащения. Режим работы и эффективность измельчения и раскрытия руды в шаровых мельницах в значительной мере определяются степенью загрузки мельниц рудой. Причем для каждого типа руды требуется своя оптимальная крупность помола, обеспечивающая необходимое раскрытие руды и высокие показатели магнитного обогащения.

Известные методы автоматического контроля загрузки шаровых мельниц рудой по звукометрическому сигналу мельницы [1], по спектральной составляющей активной мощности приводного электродвигателя мельницы [2] не позволяют ответить на главный вопрос, какую степень загрузки рудой необходимо поддерживать для каждого типа руды.

Целью настоящей работы является научное обоснование принципов построения автоматического анализатора степени загрузки рудой в шаровой мельницы второй стадии измельчения, последовательно соединенной с магнитным сепаратором.

Функциональная схема автоматического анализатора степени загрузки рудой шаровой мельницы второй стадии измельчения обогатительной фабрики железных руд представлена на рис. 1.

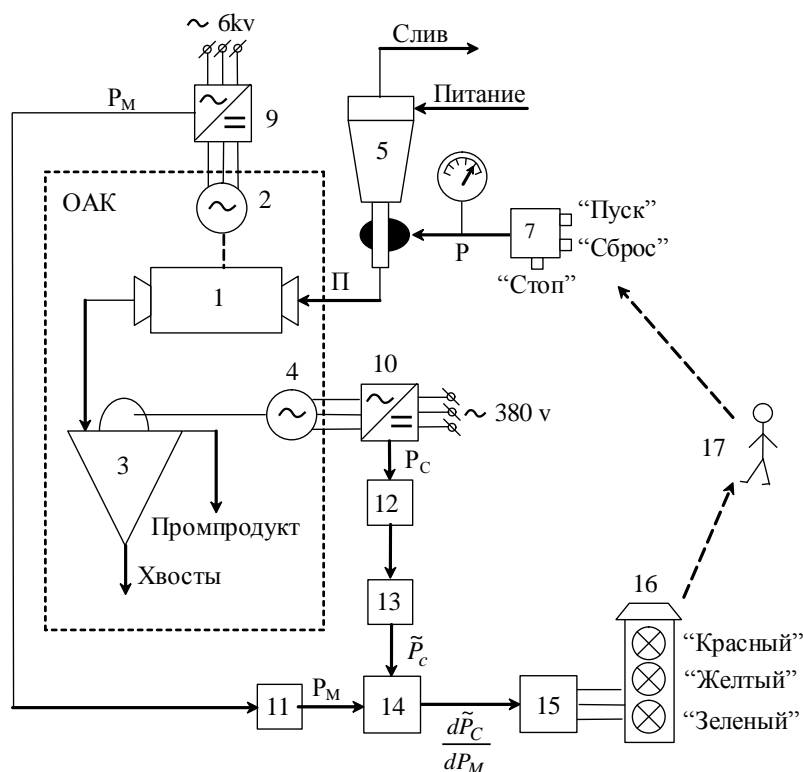


Рис. 1. Функциональная схема автоматического анализатора степени загрузки шаровой мельницы рудой:

1 - шаровая мельница; 2 - электродвигатель мельницы; 3 - магнитный сепаратор; 4 - электродвигатель сепаратора; 5 - гидроциклон; 6 - пневматический регулирующий орган; 7 - компрессор; 8 - манометр; 9, 10 - измерительные преобразователи активной мощности; 11, 12 - вторичные приборы; 13 - активный фильтр; 14 - дифференцирующее устройство; 15 - логическое устройство; 16 - светофор; 17 - мельник; ОАК - объект автоматизированного контроля; \tilde{P}_c - переменная составляющая сигнала активной мощности электродвигателя магнитного сепаратора; P_M - сигнал активной мощности электродвигателя мельницы; P - давление воздуха; P_C - сигнал активной мощности электродвигателя сепаратора

Пески П гидроциклона 5 поступают в шаровую мельницу 1. Измельченный продукт поступает в магнитный сепаратор 3. Мельница 1 вращается электродвигателем 2, в цепь статора которого включен измерительный преобразователь активной мощности 10. При изменении свойств руды изменяется заполнение мельницы 1 рудой, изменяется крупность помола и раскрытия руды. Это приводит к изменению производительности по магнитному продукту сепаратора 3 и величины сигнала P_C активной мощности электродвигателя 4. Сигнал активной мощности P_C является пульсирующим. Пульсирующая переменная составляющая этого сигнала характеризует потери на вихревые тики и гистерезис в сепараторе. Эта составляющая модулирует несущую частоту 100 гц измерительного преобразователя активной мощности 10. Активный фильтр 13 выделяет переменную составляющую активной мощности \tilde{P}_c , которая вместе с сигналом активной мощности электродвигателя мельницы P_M поступает на вход дифференцирующего устройства 14. Дифференцирующее устройство 14 вычисляет знак производной $\frac{d\tilde{P}_c}{dP_M}$. Статическая характеристика пневматического регуливающего органа гидроциклона представлена на рис. 2.

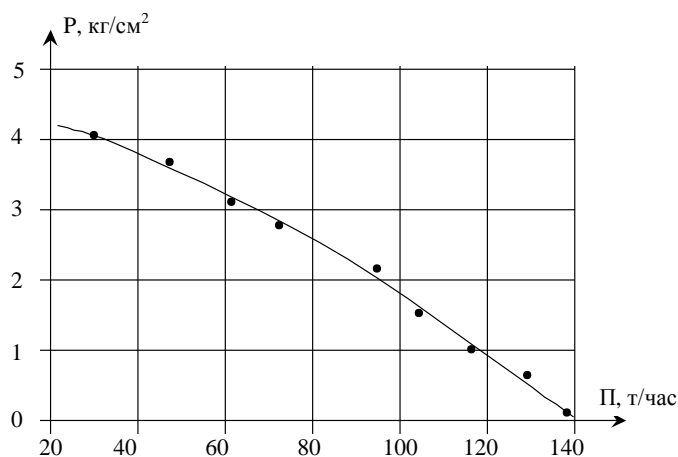


Рис. 2. Статическая характеристика пневматического регулирующего органа гидроциклона
 Π – производительность гидроциклона по пескам;
 P – давление в пневматическом регулирующем органе

Статические характеристики объекта автоматического контроля «мельница – магнитный сепаратор» представлены на рис. 3, 4. Анализ этих характеристик показывает, что при любых типах руд максимальной производительности сепаратора по магнитному продукту соответствует оптимальное значение загрузки мельницы песком гидроциклона 5.

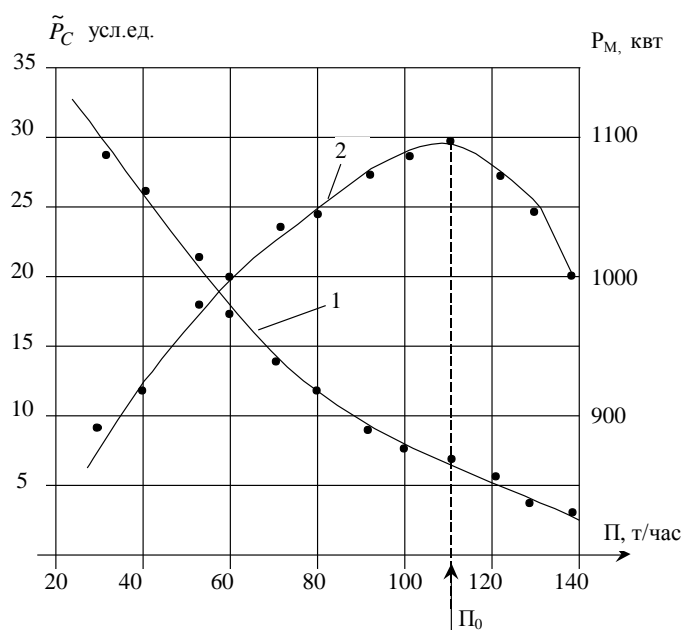


Рис. 3. Статическая характеристика технологического комплекса «шаровая мельница – магнитный сепаратор»
 1 – зависимость сигнала активной мощности электродвигателя мельницы P_M от производительности гидроциклона по пескам; 2 – зависимость переменной составляющей сигнала активной мощности электродвигателя магнитного сепаратора \tilde{P}_C от производительности гидроциклона по пескам Π;
 Π₀ – оптимальная производительность по пескам гидроциклона на входе мельницы

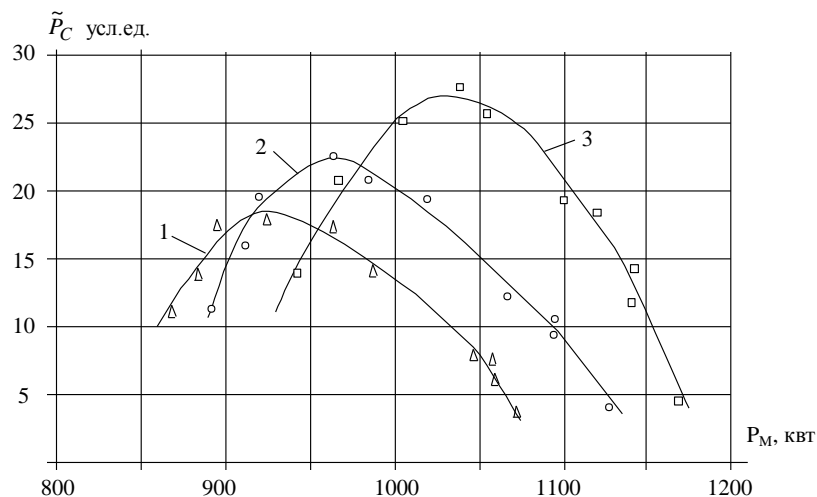


Рис. 4. Статические характеристики объекта автоматического контроля оптимальной степени загрузки шаровой мельницы рудой
 1 – шаровая загрузка 75 т; 2 – шаровая загрузка 80 т; 3 – шаровая загрузка 85 т

Статическая характеристика дифференцирующего устройства показана на рис. 5.

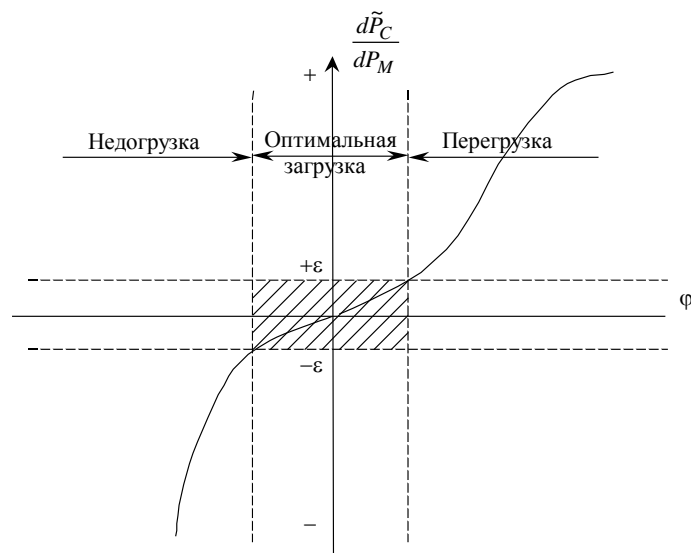


Рис. 5. Статическая характеристика дифференцирующего устройства
 $\pm\epsilon$ - зона нечувствительности; ϕ - степень заполнения мельницы рудой

Алгоритм работы автоматического анализатора степени загрузки шаровой мельницы рудой имеет вид

$$\left\{ \begin{array}{l} \text{если } \frac{d\tilde{P}_C}{dP_M} > +\epsilon, \text{ то "Перегрузка"} \\ \text{если } \frac{d\tilde{P}_C}{dP_M} < -\epsilon, \text{ то "Недогрузка"} \\ \text{если } -\epsilon \leq \frac{d\tilde{P}_C}{dP_M} \leq +\epsilon, \text{ то "Норма"} \end{array} \right. \quad (1)$$

При перегрузке логическое устройство включит красный свет, при недогрузке – зеленый. Если рабочая точка находится вблизи оптимума, то горит желтый свет. Статическая характеристика пневматического регулирующего органа представлена на рис. 2. Если горит зеленый свет «недогрузка»– мельник 17 нажимает кнопку «Сброс» компрессора 7, давление воздуха P уменьшается, пневматический регулирующий орган 6 разжимается, диаметр пескового отверстия увеличивается, расход песков П увеличивается,

мельница загружается до оптимального значения, загорается желтый свет. Мельник 17 нажимает кнопку «Стоп». При перегрузке мельницы рудой загорается красный свет светофора 16. Мельник 17 нажимает кнопку «Пуск» компрессора. Давление воздуха Р в системе увеличивается, пневматический регулирующий орган б сжимается, диаметр пескового отверстия уменьшаются, мельница разгружается до оптимального значения, загорается желтый свет. Мельник 17 останавливает компрессор, нажимая кнопку «Стоп».

Период колебаний свойств руды составляет несколько часов. Поэтому настройку системы загрузки мельницы рудой производят 1-2 раза в смену.

Дальнейшие исследования в этом направлении предусматривают разработку системы экстремального регулирования загрузки мельницы рудой.

Выводы

1. В технологических комплексах второй стадии измельчения и магнитной сепарации магнитообогажительных фабрик статическая характеристика зависимости переменной составляющей сигнала активной мощности приводного электродвигателя магнитного сепаратора от сигнала активной мощности электродвигателя мельницы имеет экстремальный характер, причем эта характеристика дрейфует при изменении веса шаровой загрузки.

2. В технологических комплексах измельчения и магнитной сепарации степень загрузки шаровой мельницы рудой определяется по знаку первой производной переменной составляющей сигнала активной мощности приводного электродвигателя магнитного сепаратора, по сигналу активной мощности приводного электродвигателя шаровой мельницы. Причем если знак этой производной положительный, то мельница перегружена рудой, а если знак производной отрицательный, то мельница недогружена.

Список литературы

1. Алексеев М.А., Х, Шамаллах. Метод звукометрической диагностики перегрузки шаровых мельниц рудой. Збагачення корисних копалин. Наук.-техн.зб. –2005. – Вып. 22(63), - С.1966 – 168.
2. Справочник по обогащению руд: Обогажительные фабрики / Под ред. Р.С. Богданова. – М.: Недра, 2004. – т.4 – 346с.

Рекомендовано до друку: д-ром техн. наук, проф. Алексеевим М.О.

УДК [622.648.22:622.693.4].001.57

*Е.В. Семененко, д-р техн. наук, Е.С. Лапшин, д-р техн. наук, С.Н. Киричко
(Украина, г. Днепрпетровск, Институт геотехнической механики НАН Украины)*

ОПРЕДЕЛЕНИЕ ПАРАМЕТРОВ КАРТЫ НАМЫВА ПРИ СКЛАДИРОВАНИИ ОТХОДОВ ОБОГАЩЕНИЯ С КОНЦЕНТРАЦИЕЙ ПАСТЫ

Введение. Отходы обогащения полезных ископаемых, транспортируемые гидравлическим способом, требуют значительных площадей для складирования. Капитальные вложения на строительство современного крупного намывного сооружения для складирования отходов достигают от 5 до 35 % сметной стоимости горно-обогажительного комбината, а эксплуатационные затраты составляют до 30 % от себестоимости концентрата [1].

Невозможность выделения земли под новые хранилища и повышение требований к экологической безопасности производства вызывают необходимость поиска новых технологий складирования отходов. В мире наметилась тенденция повышения концентрации отходов до состояния пасты, что позволяет комплексно решать большую часть технологических, экологических и, в конечном счете, экономических проблем для технологий обогащения минерального сырья. Это подтверждается внедрением рассматриваемых технологий на горных предприятиях Канады, России, США, ЮАР и др.

При формировании карт для складирования отходов обогащения в виде пульпы с концентрацией пасты (ПКП) необходимо учитывать ряд особенностей ее течения по склону хранилища:

- паста при течении не расслаивается, поэтому для таких потоков отсутствует понятие критической скорости гидротранспортирования;
- с понижением скорости потока реализуется структурный режим течения, при котором часть потока движется как недеформируемое твердое тело;
- при напряжениях, не превышающих начальное касательное напряжение (НКН), паста является недеформируемым твердым телом и не растекается по наклонной поверхности.

Традиционные методы [2–4] расчета параметров хранилищ отходов мокрого обогащения не учитывают возможность прекращения течения ПКП, обусловленного наличием НКН.

Цель работы – определить расстояние, на которое произойдет перемещение фронта ПКП по склону хранилища и массу складываемых отходов.

Предположим, что склон хранилища отходов – плоскость (рис. 1). Слой ПКП 1 стекает по плоскости 2, наклоненной к горизонту 3 под углом α . Будем считать, что пульпа – среда Бингама-Шведова и реализуется режим с поверхностью скольжения 4. Введем декартову систему координат xuz . Ось x направим по линии ската, ось y – перпендикулярно плоскости рисунка, а ось z – к свободной поверхности пульпы. Примем, что длина потока ПКП в направлении оси y настолько велика, что краевыми эффектами можно пренебречь, т. е. изменениями толщины потока по этой координате пренебрегаем.

С учетом принятых предположений уравнения движения ПКП и уравнение неразрывности могут быть записаны в следующем виде [4, 5]:

$$\frac{\partial u}{\partial t} + u \frac{\partial u}{\partial x} + w \frac{\partial u}{\partial z} = -\frac{1}{\rho} \frac{\partial P}{\partial x} + g \sin \alpha + \frac{1}{\rho} \left(\frac{\partial \tau_{xx}}{\partial x} + \frac{\partial \tau_{xy}}{\partial y} \right), \quad (1)$$

$$\frac{\partial w}{\partial t} + u \frac{\partial w}{\partial x} + w \frac{\partial w}{\partial z} = -\frac{1}{\rho} \frac{\partial P}{\partial z} - g \cos \alpha + \frac{1}{\rho} \left(\frac{\partial \tau_{xz}}{\partial x} + \frac{\partial \tau_{zz}}{\partial z} \right), \quad (2)$$

$$\frac{\partial u}{\partial x} + \frac{\partial w}{\partial z} = 0, \quad (3)$$

где u и w – скорости, направленные вдоль осей x и z ; ρ – плотность; P – давление; g – ускорение свободного падения; τ_{xx} , τ_{xz} , τ_{zx} и τ_{zz} – касательные напряжения; t – время. Индексы при τ – обозначают оси координат.

Напряжения для среды Бингама-Шведова рассчитывают так [4, 5]:

$$\tau_{ij} = \begin{cases} \left(\eta + \frac{\tau_0}{\dot{\gamma}} \right) \dot{\gamma}_{ij} & \tau \geq \tau_0, \\ 0 & \tau < \tau_0, \end{cases} \quad \dot{\gamma}_{ij} = \frac{\partial v_i}{\partial x_j} + \frac{\partial v_j}{\partial x_i}; \quad \tau = \sqrt{0,5 \tau_{jk} \tau_{jk}}; \quad \dot{\gamma} = \sqrt{4 \left(\frac{\partial u}{\partial x} \right)^2 + \left(\frac{\partial u}{\partial z} + \frac{\partial w}{\partial x} \right)^2},$$

где τ_0 – предел текучести или НКН; η – вязкость ПКП; $\dot{\gamma}_{ij}$ – скорость изменения тензора деформации; τ и $\dot{\gamma}_{ij}$ – вторые инварианты τ_{ij} и $\dot{\gamma}_{ij}$.

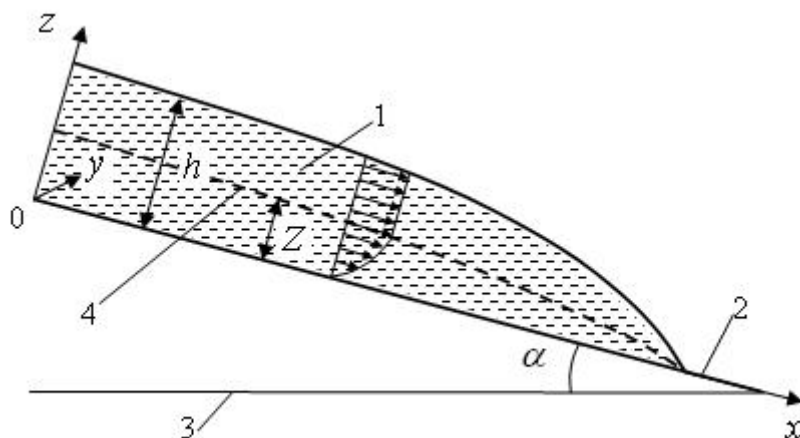


Рис. 1. Расчетная схема для безнапорного течения пульпы по склону хранилища отходов: 1 – пульпа; 2 – плоскость; 3 – горизонт; 4 – поверхность скольжения

Граничные условия на дне потока, т.е. на плоскости при $z=0$, соответствуют условию прилипания потока

$$u(z=0)=0; \quad w(z=0)=0.$$

А граничные условия на свободной поверхности ($z = h$) имеют вид следующей системы уравнений:

$$\frac{\partial h}{\partial t} + u \frac{\partial h}{\partial x} = w; \quad \tau_{xz} = \frac{\partial h}{\partial x} (\tau_{xx} - p); \quad \tau_{zz} - p = \frac{\partial h}{\partial x} \tau_{zx}.$$

Для определения высоты и длины слоя пульпы вдоль координаты x перейдем к безразмерным переменным

$$\tilde{x} = \frac{x}{L}; \quad \tilde{z} = \frac{z}{H}; \quad \tilde{u} = \frac{u}{U}; \quad \tilde{h} = \frac{h}{H}; \quad \tilde{w} = \frac{wL}{UH}; \quad \tilde{t} = \frac{tU}{L}; \quad \tilde{p} = \frac{p}{\rho g H \cos \alpha},$$

где H – характерная высота слоя пульпы; L – характерная длина слоя пульпы вдоль координаты x ; U – характеристическая скорость.

После их подстановки и незначительных преобразований уравнения (1) – (3) и граничные условия могут быть записаны так [4, 5]:

$$\varepsilon^2 Re \left(\frac{\partial \tilde{u}}{\partial \tilde{t}} + \tilde{u} \frac{\partial \tilde{u}}{\partial \tilde{x}} + \tilde{w} \frac{\partial \tilde{u}}{\partial \tilde{z}} \right) = -\frac{\partial \tilde{p}}{\partial \tilde{x}} + S + \varepsilon^2 \left(\frac{\partial \tau_{xx}}{\partial \tilde{x}} + \frac{\partial \tau_{xz}}{\partial \tilde{z}} \right), \quad (4)$$

$$\varepsilon^4 Re \left(\frac{\partial \tilde{w}}{\partial \tilde{t}} + \tilde{u} \frac{\partial \tilde{w}}{\partial \tilde{x}} + \tilde{w} \frac{\partial \tilde{w}}{\partial \tilde{z}} \right) = -\frac{\partial \tilde{p}}{\partial \tilde{z}} + 1 + \varepsilon^2 \left(\frac{\partial \tau_{zx}}{\partial \tilde{x}} + \frac{\partial \tau_{zz}}{\partial \tilde{z}} \right), \quad (5)$$

$$\frac{\partial \tilde{u}}{\partial \tilde{x}} + \frac{\partial \tilde{w}}{\partial \tilde{z}} = 0, \quad (6)$$

$$\tau_{xx} = 2 \left(1 + \frac{B}{E} \right) \frac{\partial \tilde{u}}{\partial \tilde{x}}, \quad \tau_{zz} = 2 \left(1 + \frac{B}{E} \right) \frac{\partial \tilde{w}}{\partial \tilde{z}}, \quad \tau_{xz} = 2 \left(1 + \frac{B}{E} \right) \left(\frac{\partial \tilde{u}}{\partial \tilde{z}} + \varepsilon^2 \frac{\partial \tilde{w}}{\partial \tilde{x}} \right), \quad \varepsilon = \frac{H}{L}, \quad S = \frac{L}{H} tg \alpha,$$

$$Re = \frac{U^2}{gH \cos \alpha} \left(\frac{H}{L} \right)^{-2}, \quad U = \frac{\rho g H^3}{\eta L} \cos \alpha, \quad B = \frac{\tau_0 L}{\rho g H^2 \cos \alpha}, \quad E = \sqrt{\left(\frac{\partial \tilde{u}}{\partial \tilde{z}} + \varepsilon^2 \frac{\partial \tilde{w}}{\partial \tilde{x}} \right)^2 + 4\varepsilon^2 \left(\frac{\partial \tilde{u}}{\partial \tilde{x}} \right)^2},$$

где ε – геометрическая характеристика безнапорного потока; Re – число Рейнольдса; S – геометрический комплекс; μ – динамическая вязкость; B – число Бингама.

В работах [4, 5] из системы (4) – (6) при $\varepsilon \rightarrow 0$ получено уравнение, описывающее эволюцию толщины \tilde{h} потока

$$\frac{\partial \tilde{h}}{\partial \tilde{t}} + \frac{1}{6} \frac{\partial}{\partial \tilde{x}} \left[Z^2 (3\tilde{h} - Z) \left(S - \frac{\partial \tilde{h}}{\partial \tilde{x}} \right) \right] = 0, \quad Z = \tilde{h} - \frac{B}{\left| S - \frac{\partial \tilde{h}}{\partial \tilde{x}} \right|}, \quad (7)$$

где Z – координата поверхности скольжения (см. рис. 1).

Будем считать движение установившимся, т. е.

$$\frac{\partial \tilde{h}}{\partial \tilde{t}} = 0.$$

Тогда уравнение (7) примет следующий вид

$$\frac{1}{6} \frac{\partial}{\partial \tilde{x}} \left[Z^2 (3\tilde{h} - Z) \left(S - \frac{\partial \tilde{h}}{\partial \tilde{x}} \right) \right] = 0. \quad (8)$$

В качестве характерных размеров H и L выберем начальную высоту подачи пульпы и заданную длину растекания (длина карты намыва). Из выражений (1) – (8) следует, что течение пульпы зависит от реологических (τ_0, η, ρ) и геометрических (H, α) параметров, которые характеризуются числом Бингама B и комплексом S . Только при определенном соотношении между ними достигается заданная длина растекания. Рациональные значения величин B и S определялись следующим образом. Задавался набор значений чисел Бингама B_r ($r=1,2,\dots,n$). Для каждого из них варьировался геометрический комплекс $S_{r,s}$. Здесь первый индекс указывает на то, что вычисления выполнены для B_r , а второй – для s –

го значения S . Уравнение (8) решалось численно методом Рунге-Кутты-Фелберга 4 – 5 порядка и определялось значение $x_{r,s}$, при котором $h = 0$. Проверялось выполнение условия

$$|L - x_{r,s}| < \Delta, \tag{9}$$

где Δ – допустимая погрешность в определении величины L .

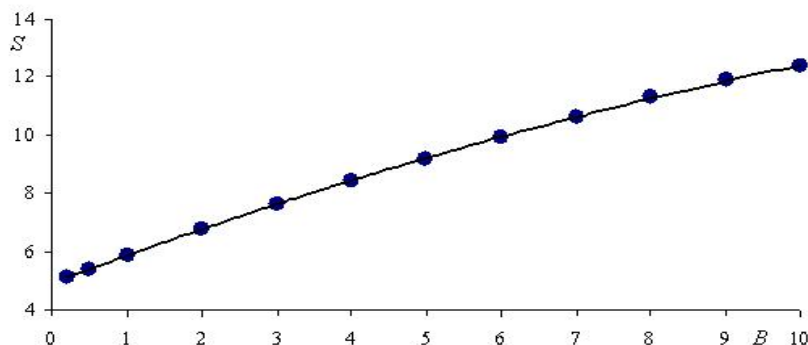


Рис. 2. Кривая значений геометрического комплекса S , при которых обеспечивается заданная длина растекания ПКП L с числом Бингама B : ● – расчетные значения; — – аппроксимация расчетных значений

При справедливости условия (9) прекращалось варьирование $S_{r,s}$ и осуществлялся переход к следующему значению B_r . По результатам вычислений, при $\Delta = 0,02$, был построен соответствующий график (рис. 2). Аппроксимация расчетных значений с погрешностью менее 1 % выполнена при помощи полинома

$$S = -0,0221B^2 + 0,9702B + 4,9247. \tag{10}$$

Таким образом, получена формула (10), позволяющая определить значение геометрического комплекса S , при котором обеспечивается заданная длина растекания ПКП с числом Бингама B .

Результаты моделирования изменения высоты \tilde{h} слоя пульпы вдоль координаты \tilde{x} (рис. 3), позволяют сделать вывод о том, что, несмотря на варьирование рациональных значений числа Бингама и геометрического комплекса S , вид функции $\tilde{h}(\tilde{x})$ сохраняется.

При этом площадь сечения слоя ПКП \tilde{F} (в плоскости xOz), которая определялась численным интегрированием зависимости $\tilde{h}(\tilde{x})$ в пределах изменения \tilde{x} от 0 до 1 (таблица 1), также можно считать неизменной, поскольку с вероятностью 0,95 справедлива статистическая гипотеза, что все значения \tilde{F} принадлежат одной генеральной совокупности со средним значением 0,9633.

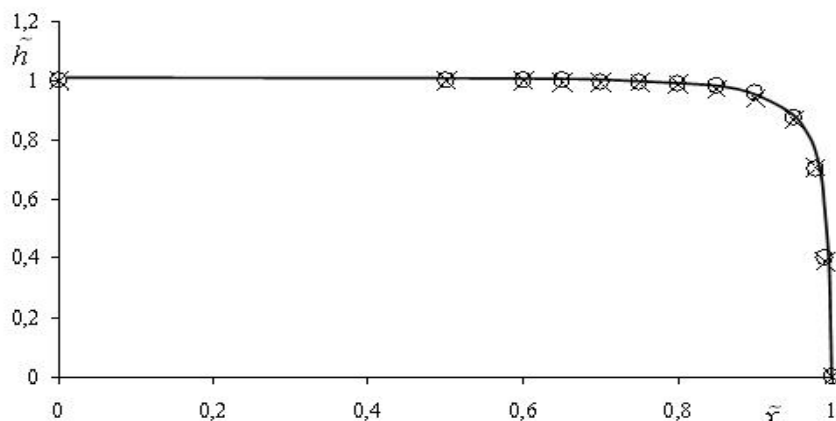


Рис. 3. Кривая изменения высоты слоя пульпы \tilde{h} по координате \tilde{x} при $B = 0,2$ и $S = 5,1$ (O) и $B = 10$ и $S = 12,38$ (x)

Переходя к размерным величинам, получим, что

$$F = LH\tilde{F}, \quad (11)$$

где \tilde{F} – безразмерная площадь, которую примем равной 0,96 (см. табл. 1).

Таблица 1

Площадь сечения слоя ПКП \tilde{F} при различных значениях B и S

Число Бингама B	Комплекс S	Площадь \tilde{F}
0,2	5,100	0,9660
0,5	5,400	0,9659
1,0	5,890	0,9657
2,0	6,790	0,9657
3,0	7,660	0,9646
4,0	8,440	0,9644
5,0	9,200	0,9633
6,0	9,920	0,9624
7,0	10,620	0,9609
8,0	11,310	0,9588
9,0	11,908	0,9592
10,0	12,380	0,9627

Масса отходов, приходящаяся на один погонный метр по координате y , с учетом выражения (11) определяется так:

$$m = 0,96\rho CLH, \quad (12)$$

где C – массовая концентрация пульпы.

Следует акцентировать внимание на том, что формула (12) справедлива при рациональных значениях числа Бингама и геометрического комплекса S , при которых обеспечивается течение пульпы с начальной высотой H на расстояние L .

Время, необходимое для намыва карты длиной L , определим по характеристической скорости U , т.е. как

$$t_L = \frac{L}{U} = \frac{\eta}{\rho g H \varepsilon^2 \cos \alpha}.$$

Выводы. Растекание пульпы с концентрацией пасты по склону хранилища отходов моделировалось ползущим течением среды Бингама-Шведова. С использованием этой модели на основе метода возмущений определена длина карты намыва и масса отходов, зависящие от числа Бингама и значения геометрического комплекса. Показано, что течение пульпы по склону зависит от реологических и геометрических параметров, которые характеризуются числом Бингама и введенным геометрическим комплексом.

Полученные результаты планируется использовать при разработке перспективных технологий транспортирования и складирования отходов обогащения в виде пасты.

Список литературы

1. Шевцов, Н.С. Разработка методики обоснования параметров горнотехнических систем с намывными сооружениями при освоении железорудных месторождений: дис. канд. техн. наук: 25.00.22; 25.00.21 / Шевцов Н.С. – Магнитогорск: МГТУ им. Г.И. Носова, 2013. – 120 с.
2. Зверевич, В.В. Водовоздушное хозяйство обогатительных фабрик / В.В. Зверевич, В.А. Перов. – М.: Недра, 1976. – 199 с.
3. Чуянов, Г.Г. Хвостохранилища и очистка сточных вод / Г.Г. Чуянов. – Екатеринбург: УГГТА, 1998. – 246 с.
4. Воронов, Ю.В. Водоотведение и очистка сточных вод / Ю.В. Воронов, С.В. Яковлев. – М.: АСВ, 2006. – 704 с.
5. Balmforth, N.J. A consistent thin-layer theory for Bingham plastics / N.J. Balmforth, R.V. Craster // J. Non Newtonian Fluid Mech. – 1999. – Vol. 84. – P. 65–81.
6. Liu, J. Stability of viscoplastic flow / J. Liu, [Электронный ресурс]. – Режим доступа: <https://www.who.edu/page.do?pid=13016>.

Рекомендовано до друку: д-ром техн. наук, проф. Шкрабцем Ф.П.

МЕТОД НЕПАРАМЕТРИЧЕСКОЙ ИДЕНТИФИКАЦИИ НЕЛИНЕЙНЫХ ДИНАМИЧЕСКИХ ОБЪЕКТОВ УПРАВЛЕНИЯ ОБОГАТИТЕЛЬНОЙ ТЕХНОЛОГИИ

Актуальность проблемы. Эффективность функционирования адаптивных систем управления во многом определяется оперативностью и надёжностью отбора информации об объекте, необходимой для его идентификации. Реализация подавляющего большинства самонастраивающихся систем основана на предположении о неизменной и априорно известной структуре объекта управления. В такой постановке задача идентификации сводится к определению неизвестных параметров [1]. Непараметрическая же идентификация требует гораздо большего временного интервала для отбора необходимой информации, что может привести к нарушению условий квазистационарности. Поэтому повышение оперативности отбора информации об объекте управления при непараметрической идентификации является актуальной задачей.

Сформулированная проблема характерна при автоматическом управлении объектами обогащительной технологии, такими как дробление и измельчение. Дробилки и барабанные мельницы являются явно выраженными нелинейными и нестационарными объектами управления, характеристики и параметры которых зависят от свойств исходного сырья и меняются в довольно широком диапазоне.

Постановка задачи. Математическая модель нестационарного нелинейного объекта управления представляет собой последовательное соединение нелинейного безинерционного и линейного динамического звеньев (рис. 1).

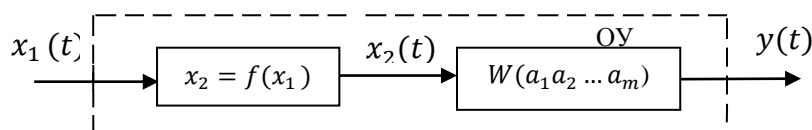


Рис. 1. Структурная схема объекта управления

Структура оператора $W(a_1 a_2 \dots a_m)$ известна. По измеренным на интервале времени $0 \div T$ процессам на входе $x_1(t)$ и выходе $y(t)$ необходимо определить статическую характеристику объекта $x_2 = f(x_1)$ и параметры $a_1 a_2 \dots a_m$ оператора W .

Метод решения задачи. Идея метода основана на очевидном утверждении: на периоде квазистационарности одним и тем же значениям x_1 соответствуют одни и те же значения x_2 . Процесс $x_2(t)$ не доступен непосредственному измерению, однако, он может быть рассчитан по $y(t)$ путем обратного преобразования:

$$x_2(t) = W^{-1}[y(t)].$$

Параметры $a_1 a_2 \dots a_m$ линейного оператора W неизвестны и задача идентификации сводится к определению таких значений $a_1 a_2 \dots a_m$, чтобы указанное выше утверждение выполнялось бы наилучшим образом. В качестве критерия при этом может выступать внутригрупповая дисперсия, а практическая реализация метода соответствует следующему алгоритму:

1. Предполагается, что измеренный процесс $x_1(t)$ на интервале $0 \div T$ обладает достаточной вариативностью в рабочем диапазоне от x_{1min} до x_{1max} . Этот диапазон разбивается на n достаточно малых интервалов с шагом $h = (x_{1max} - x_{1min})/n$. Обозначим: x_{1j} – середина j -го интервала, где $j = \overline{1, n}$.

2. Для определённых (заданных) значений параметров $a_1 a_2 \dots a_m$ выполняется обратное преобразование:

$$x_2(t) = W^{-1}(a_1 a_2 \dots a_m) \cdot [y(t)] \quad (1)$$

3. Процесс $x_2(t)$ на временном интервале $0 \div T$ представляется в виде дискретных равноотстоящих отсчетов x_{2i} $i = \overline{1, k}$ с шагом квантования по времени $\Delta t = T/k$.
 4. Массив x_{2i} $i = \overline{1, k}$ разбивается на n групп соответствующих интервалам x_{1j} $j = \overline{1, n}$.
 5. Для каждой j -ой группы рассчитывается групповая средняя $\overline{x_{2j}}$ и групповая дисперсия D_j .
 6. Для всего массива x_{2i} рассчитывается внутригрупповая дисперсия $D_{вн.гр.}$.
 7. Вычисления п. 2÷6 повторяются для новых значений параметров $a_1 a_2 \dots a_m$ до тех пор, пока для некоторого набора их значений не будет определено минимальное значение внутригрупповой дисперсии.
- Другими словами, приведенный выше алгоритм реализует решение задачи:

$$D_{вн.гр.} \rightarrow \min_{a_1 \dots a_m} \quad (2)$$

Значения параметров $a_1 a_2 \dots a_m$, обеспечивающие минимум внутригрупповой дисперсии являются результатом идентификации. Кроме того, соответствие x_{1j} и групповых средних $\overline{x_{2j}}$ для минимальной $D_{вн.гр.}$ является оценкой статической характеристики $x_2 = f(x_1)$.

Организовать поиск минимума (2) можно либо методом простого перебора (при малом m), либо одним из известных методов оптимизации (например, методом спуска по координатам).

Целесообразно проанализировать влияние вида процесса $x_1(t)$ на результаты идентификации. Прежде всего, следует отметить, что задача (2) не будет решена, если соответствие входа x_1 и времени t является взаимнооднозначным на всём интервале $0 \div T$, как, например, показано, на рис.2,а. В этом случае каждая групповая дисперсия D_j $j = \overline{1, n}$ будет близка к нулю (а значит и $D_{вн.гр.} \approx 0$) при любых значениях параметров $a_1 a_2 \dots a_m$. В остальных общих случаях (например, как на рис.2,б) задача (2) будет иметь единственное решение.

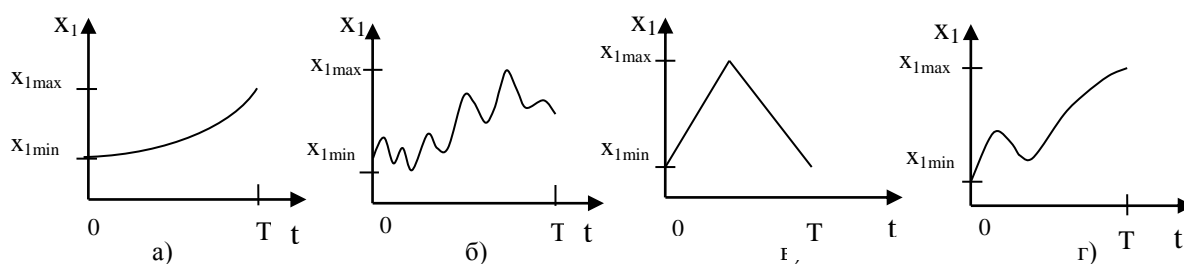


Рис. 2. Возможные виды процесса $x_1(t)$ на входе объекта

Процедуру идентификации можно активировать, если имеется возможность целенаправленно изменять вход $x_1(t)$ во всём рабочем диапазоне (рис.2,в). Активизация метода позволит существенно сократить время $0 \div T$, необходимое для отбора информации об объекте.

При незначительном влиянии помех интервал $0 \div T$ можно еще более сократить, задав входное воздействие как на рис.2,г.

Практическая апробация изложенного метода была выполнена в условиях рудообогатительных фабрик Северного и Ингулецкого ГОКов при построении математических моделей барабанных мельниц рудногалечного и самоизмельчения [2].

Вывод. Рассмотренный в статье метод непараметрической идентификации нелинейных нестационарных объектов позволяет сократить время отбора информации об объекте, что является решающим условием эффективной работы адаптивных систем управления.

Список литературы

1. Введение в идентификацию объектов управления /Л.А. Растринг, Н.Е. Маджаров. – М.: Энергия, 1977. – 216 с.
2. Новицкий И.В. Способ активной идентификации нелинейных динамических объектов //Системні технології. Регіональний міжвузівський збірник наукових праць. – Випуск 4 (33). – Дніпропетровськ, 2004. – С. 110-114.

Рекомендовано до друку: д-ром техн. наук, проф. Слесаревим В.В.

УДК 658.52.011.56

В.С. Богущевський д-р техн. наук, К.М. Зубова

(Україна, м. Київ, Національний технічний університет «Київський політехнічний інститут»)

НЕЧІТКЕ УПРАВЛІННЯ КИСНЕВО-КОНВЕРТЕРНОГО ПРОЦЕСУ

Вступ

На сьогодні Україна експортує близько 70 % своєї продукції, чим забезпечує понад 40 % зовнішніх валютних надходжень, з іншого боку, гірничо-металургійний комплекс (ГМК) держави створює біля чверті частини валового внутрішнього продукту країни. Але успішна діяльність вітчизняних металургійних підприємств цілком залежить від світових тенденцій розвитку металургії. Наша держава опинилася в умовах жорсткої конкуренції, а тому спроможність на світовому ринку в перспективі буде визначатися масштабами вітчизняних металургійних компаній, рівнем їх модернізації та впровадженням ефективних енерго- та ресурсозберігаючих технологій.

Одним із основних етапів ГМК є сталеплавильне виробництво. Провідні позиції серед відомих способів масового виробництва сталі займає саме киснево-конвертерний процес (ККП) завдяки відсутності витрат палива. У цьому разі для отримання сталі використовується не дефіцитний в Україні природний газ, а кисень, який отримують із повітря, пропускаючи його через спеціальний розділовий блок.

За допомогою ККП забезпечується більша частина світового виробництва сталі, так як його техніко-економічні показники виграють у більшості випадків, а саме – більш висока продуктивність, менші капітальні витрати, більш сприятливі умови для механізації та автоматизації виробничих процесів і поєднання процесу виплавки сталі з її безперервною розливкою.

В Україні діє сім киснево-конвертерних цехів (металургійні комбінати «Arcelor Mittal Кривий Ріг», «Азовсталь», «ММК ім. Ілліча», «ДМК ім. Дзержинського» і «ДМЗ ім. Петровського», Єнакіївський та Алчевський металургійні заводи), у них нараховується 21 конвертер.

Відомо, що для виплавки сталі за допомогою ККП в агрегат завантажують металевий брухт обсягом 20 – 25 % від металевої частини шихти (інше рідкий чавун). Для виплавки чавуну в домні основною сировиною є залізна руда та кокс, ціни на які за останні роки зросли більше ніж у два рази.

Істотним же недоліком ККП є обмежені можливості переробки металевого брухту. Враховуючи те, що газ, які відходять з конвертера, складаються приблизно із 90 % CO і 10 % CO₂, а тепловий ефект допалювання CO становить близько 21000 кДж/кг вуглецю, то великі резерви у збільшенні частки металевого брухту криються у підвищенні ступеня допалювання CO в конвертері. Основним способом вирішення цього завдання є зміна конструкцій фурм і керування режимом введення дуття.

Постановка задач дослідження

Мета дослідження - підвищення частки металевого брухту у шихті за рахунок збільшення ступеня допалювання CO до CO₂ у відхідних газах в порожнині конвертера шляхом регулювання відстані фурми над рівнем розплаву, не порушуючи умови шлакоутворення.

Методика проведення експерименту

У багатомірному об'єкті, яким є ККП, цілеспрямована зміна протікання технологічного процесу відбувається за допомогою керуючих діянь – витрат кисневого дуття, положення фурми, маси та часу подачі сипких матеріалів, які незалежні від зовнішнього середовища та суттєво впливають на керовані вихідні величини.

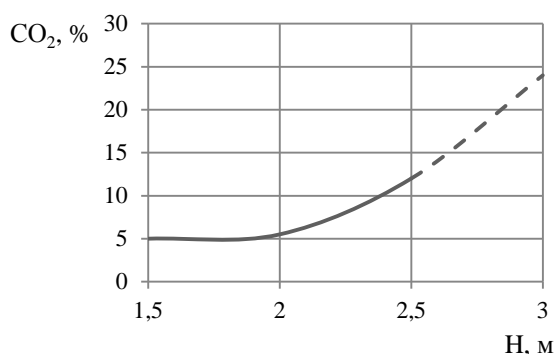


Рис. 1. Залежність ступеня допалювання CO у порожнині конвертера від висоти фурми над рівнем розплаву

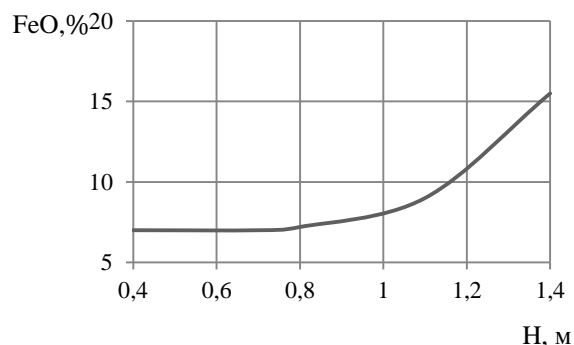


Рис. 2. Вплив висоти фурми над рівнем спокійної ванни на окисненість кінцевого шлаку

Як відомо [1], ефективного допалювання CO до CO₂ можна досягти шляхом підвищення відстані фурми над рівнем розплаву (рис. 1), але при цьому збільшується і кількість оксидів заліза у шлаці (рис. 2), що може призвести до погіршення умов шлакоутворення, техніко-економічних показників, а також завадити допалюванню CO до CO₂. При низькому положенні фурми над рівнем розплаву струмені кисню розмивають днище конвертера та виникають технологічні труднощі з виведенню основного шлаку.

Враховуючи ці всі особливості, було запропоновано керувати процесом продувки шляхом регулювання відстані фурми використовуючи безперервне вимірювання вмісту CO₂ у відхідних газах, за допомогою експресного газоаналітичного комплексу ЕМГ-20-1, та вміст FeO у шлаці за часом запізнення зміни температури води на вході та виході фурми [1].

У зв'язку із суттєвою нестаціонарністю процесу для ефективного регулювання запропоновано використовувати регулятор нечіткої логіки. Для побудови нечіткої моделі регулятора перш за все було вибрано вхідні та вихідні параметри, визначено їх діапазони зміни, кількість термів (табл. 1) та вид функцій приналежності.

Таблиця 1.

Вхідні та вихідні параметри ККП, чіткі та лінгвістичні змінні, а також інтервали зміни

Параметри моделі	Символ	Чіткі та лінгвістичні змінні, та інтервали зміни				
		3	4	5	6	7
Вхідні						
Поточне значення рівня фурми над розплавом, м	H ₁	Нижче А 0,5 – 0,8	Нижче середнього В 0,65 – 0,95	На середині С 0,8 – 1,1	Вище середнього D 0,95 – 1,25	Вище F 1,1 – 1,4
Масова частка FeO, %	FeO	Менше О 7 – 12,5	Задане R 10,0 – 15,0	Більше Т 12,5 – 20	-	-
Масова частка CO ₂ , %	γ	Набагато нижче заданого К 5 – 10	Не набагато нижче заданого L 7,5 – 12,5	Нижче заданого М 10 – 15	Задане I 12,5 – 17,5	Вище заданого G 15 – 20
Швидкість, (10 ⁻²), %/с	S	Від'ємне N -9,0 – 0	Нульове Z -0,5 – 0,5	Додатна P 0 – 3,0	-	-
Прискорення, (10 ⁻³), %/с ²	a	Від'ємне N -7,0 – 0,5	Додатне P -0,4 – 2,0	-	-	-
Вихідні						
Задане значення рівня фурми над розплавом, м	H ₂	Нижче А 0,5 – 0,8	Нижче середнього В 0,65 – 0,95	На середині С 0,8 – 1,1	Вище середнього D 0,95 – 1,25	Вище F 1,1 – 1,4

За вхідні параметри було вибрано – поточний рівень фурми над розплавом, значення масової частки CO₂, швидкість та прискорення зміни CO₂, а також значення масової частки FeO, а за вихідний параметр – задане значення рівня фурми над розплавом [2, 3]. Для всіх параметрів вибрано гаусові функції приналежності (рис. 3).

Для моделі розроблено 225 правил. База правил складалась таким чином (фрагмент)

Правило 1. Якщо H₁ = А, γ = К, S = N, a = P, f = O, то H₂ = F.

Правило 2. Якщо H₁ = А, γ = К, S = N, a = P, f = R, то H₂ = D.

Правило 3. Якщо H₁ = А, γ = К, S = N, a = P, f = T, то H₂ = С.

Правило 4. Якщо H₁ = А, γ = К, S = Z, a = N, f = O, то H₂ = F.

Правило 5. Якщо H₁ = А, γ = К, S = Z, a = N, f = R, то H₂ = D.

Побудову нечіткої моделі проводили в інтерактивній системі Matlab в пакеті Fuzzy Logic Toolbox. На рис. 4. наведено інтерфейс перегляду бази правил, а на рис. 5. візуальне зображення бази правил.

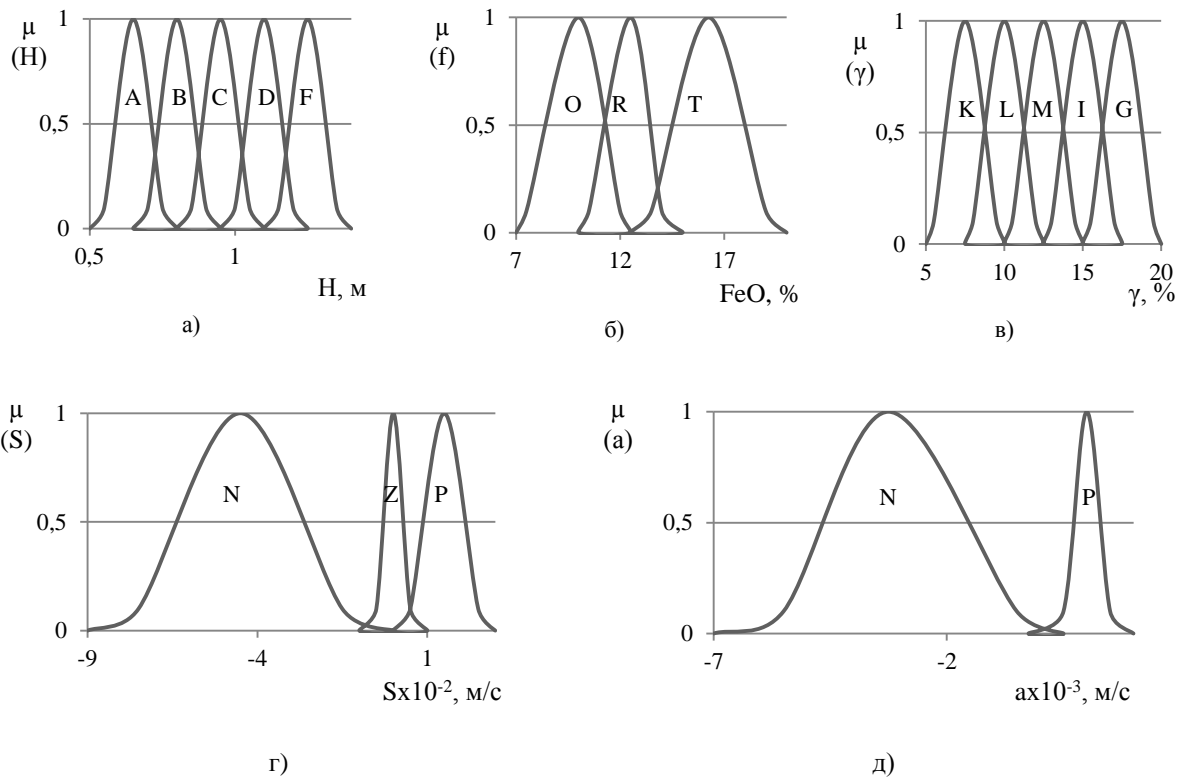


Рис. 3. Гаусові функції відстані фурми: а) масової частки FeO; б) масової частки FeO; в) швидкості зміни CO₂; г) прискорення зміни CO₂

Адекватність розроблених правил була перевірена шляхом зміни значень вхідних параметрів у нечіткій моделі. Для перевірки працездатності нечіткого регулятора було складено систему керування ККП (рис. 6) відповідно до рекомендацій роботи [4] та проведено імітаційне моделювання в реальному часі за допомогою інтерактивного інструменту для моделювання, імітації та аналізу динамічних систем – Simulink.

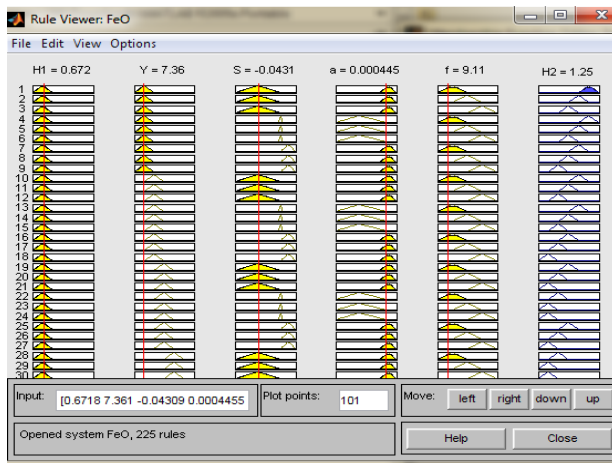


Рис. 4. Вікно інтерфейсу перегляду бази правил

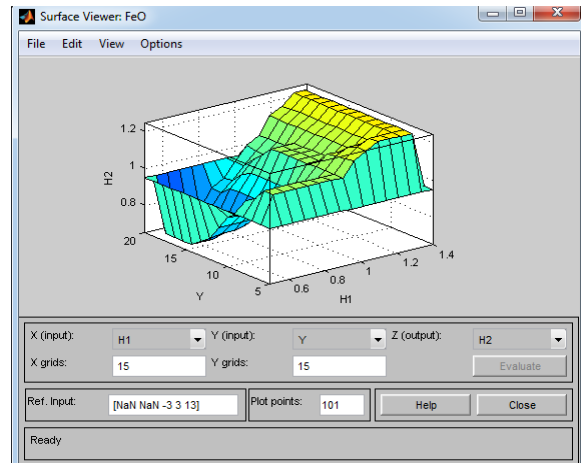


Рис. 5. Вікно візуального зображення поверхні нечіткого виводу

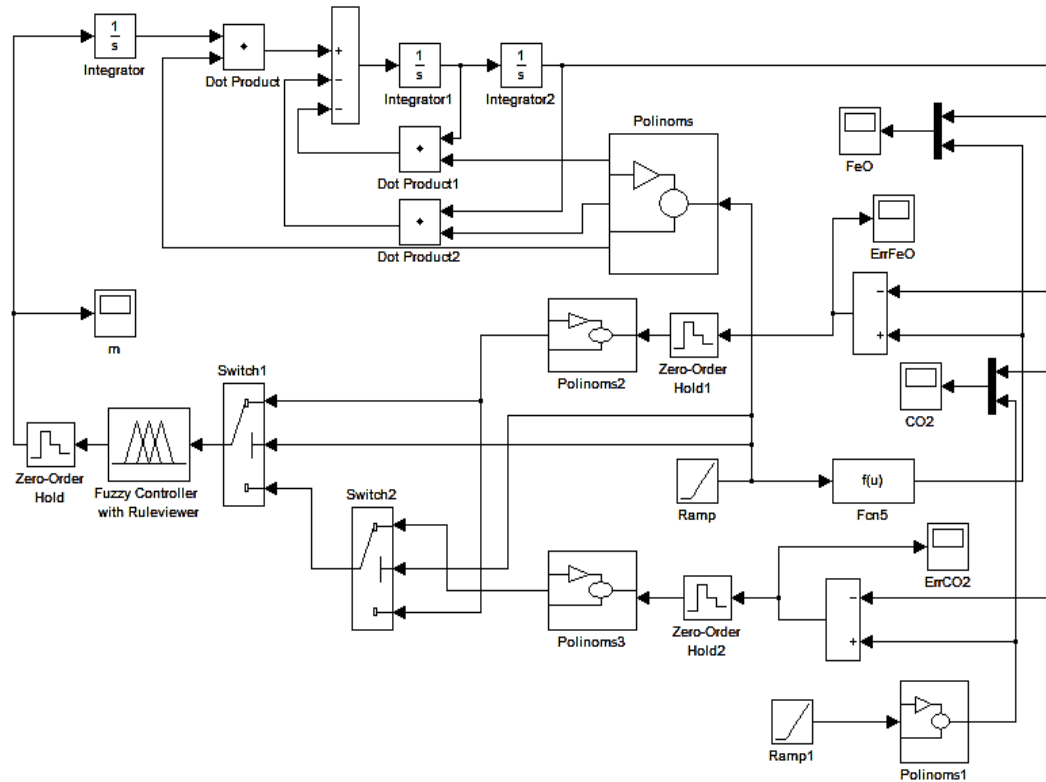


Рис. 6. Система керування ККП для одноярусної фурми

Для досягнення найменшої похибки запропоновано вести регулювання відповідно до періодів продувки. Оскільки в першому періоді температура розплаву низька і спорідненість кисню до заліза вища, ніж у вуглецю, то рекомендовано регулювати тільки вміст FeO у шлаці. У другому періоді відбувається інтенсивне зневуглюцювання розплаву, і на окиснення заліза кисню практично не вистачає. Тому у другому періоді потрібно регулювати вміст CO₂ у відхідних газах, що не призводить до значного підвищення кількості FeO. У третьому періоді спостерігається збільшення CO₂ та окиснення заліза, а тому у цьому періоді потрібно регулювати окисненість шлаку.

Об'єкт керування можна описати загальною передаточною функцією другого порядку [5]:

$$W(s) = \frac{\alpha_2(s)}{m(s)} = \frac{\alpha}{s(s^2 + bs + a)}, \quad (1)$$

де $b = 2\varepsilon \cdot T_1/T_2^2$; $a = 1/T_2^2$; $\alpha = k_H^{Y_{CO_2}} \cdot k_M$; $a = k_H^{Y_{CO_2}} \cdot k_M/T_2^2$.

У цьому разі вхід системи $u(\tau) = \alpha_1(\tau)$ – заданий ступінь окиснення CO до CO₂, а вихід $x(\tau) = \alpha_2(\tau)$ – відпрацьований системою ступінь окиснення вуглецю до CO₂, $m(\tau)$ – керуючий сигнал на виході регулятора.

Коефіцієнти a , b і α також залежать від часу продувки і при $k_M = 1$ мають вигляд як представлено на рис. 7. Їх зображено у блоці Polinoms.

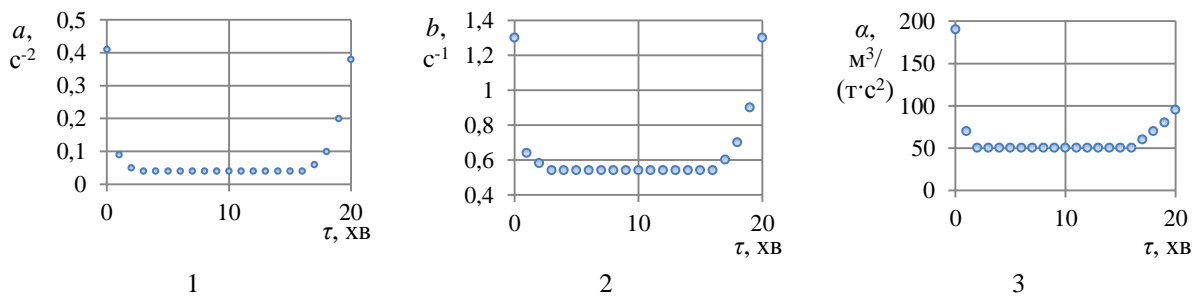


Рис. 7. Криві залежності коефіцієнтів а(1), в(2) та d(3) функції від тривалості продувки: 1) а; 2) b; 3) α

Для спрощення розрахунків механізм переміщення фурми описали передаточною функцією інтегруючої ланки

$$W_M(s) = \frac{k_M}{s},$$

де k_M – коефіцієнт передачі, c^{-1} .

Зміну кількості FeO відображає блок Polinoms1 (рис. 8), а зміну CO₂ у часі - блок Fcn5 (рис. 9).

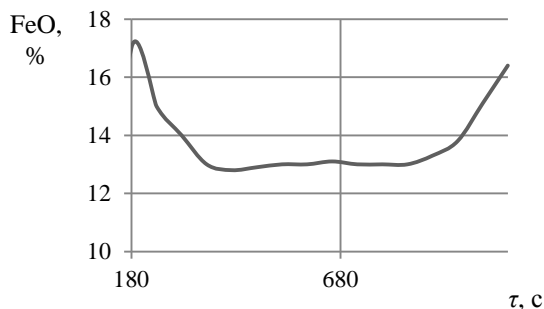


Рис. 8. Зміна кількості оксидів заліза з часом

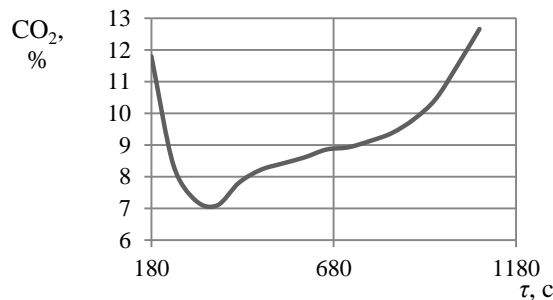


Рис. 9. Крива зміни кількості діоксидів вуглецю у часі

Для обох поліномів зображено швидкість та прискорення зміни похибки у блоках Polinoms3 та Polinoms2 відповідно. Перемикання з одного блока на інший на 300 с відбувається за допомогою перемикача Switch2, а потім знову на FeO на 960 с перемикачем Switch1. І з цього блока параметри похибки надходять на вхід регулятора. Система містить АЦП з фіксатором Zero-Order Hold, який характеризується кроком квантування, значення якого визначено в ході імітаційного моделювання і дорівнює 0,25 с. Регулятор нечіткої логіки знаходиться у блоці Fuzzy Controller with Ruleviewer. Час імітаційного моделювання складає від 180 до 1080 с, так як заплановано розпочинати нечітке регулювання у процесі продукції на виробництві саме із 180 с.

Похибка $e(t)$, що поступає на вхід регулятора, представляє собою різницю між заданим значенням ($r_1(t)$) та отриманим в результаті регулювання: $\theta(t) = r_1(t) - r_2(t)$. На вхід моделі надходить сигнал $m(t)$ з виходу блока Integrator. Вихідний сигнал об'єкта управління $r_2(t)$ отримуємо на виході блока Integrator1. На виході блока Polinoms формуються сигнали $a(t)$, $\alpha(t)$, $b(t)$, які у відповідних блоках множення Dot Product множаться на вихідний сигнал $m(t)$ відповідно записаному вище диференційному рівнянню (1).

Під час налаштування нечіткого регулятора за вхідні параметри вибрано похибку ($e(t)$), швидкість її зміни (s) та прискорення (a). За вихідний параметр взято керуюче діяння на рівень фурми (m). У результаті налаштування регулятора отримали такі діапазони зміни вхідних та вихідного параметрів: $e(t)$ [- 17; 17], s [- 1; 1], a [- 0,5; 0,5], m [- 0,09; 0,09].

За результатами регулювання побудовані відповідні криві (рис. 10 – 11)

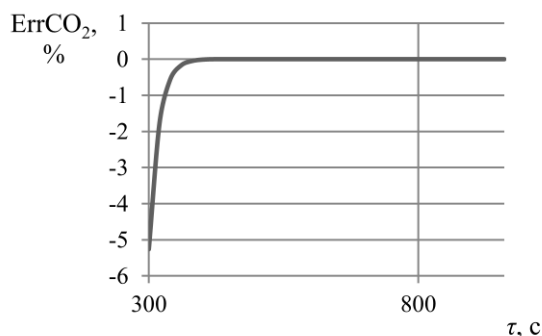


Рис. 10. Похибка по CO₂

Максимальна похибка по CO₂ відповідає значенню 5,26 %, але вже на 400 с зменшується і сягає нульового значення. Максимальна похибка по FeO у першому періоді відповідає значенню 15,57 % і досягає нульового значення на 250 с. У третьому періоді найбільша похибка сягає значення - 3 % і на 1012 с досягає нульового значення, але вже одразу починає збільшуватись, і на 1080 с відповідає значенню 0,194 %. Таке велике значення похибки у першому періоді викликане тим, що регулятор нечіткої логіки вмикали на 180 с, а в цей час значення FeO не дорівнює нулю.

Таким чином, завдяки поступовому регулюванню нам вдалось налаштувати систему регулюванням процесом продукції, контролюючи кількість оксидів заліза у шлаці у допустимому інтервалі, та підвищити кількість діоксиду вуглецю у відхідних газах.

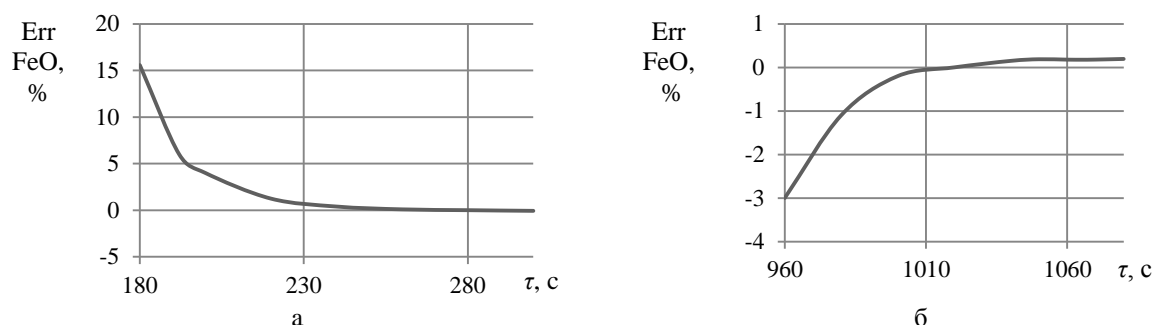


Рис. 11. Похибка по FeO: а) у першому; б) у третьому періоді

Висновки

Оскільки підвищення відстані фурми над рівнем розплаву може призвести не тільки до збільшення ступеня допалювання монооксиду вуглецю до діоксиду вуглецю, але і збільшити кількість оксидів заліза у шлаці, тому при складанні системи керування враховано не тільки кількість CO₂ у відхідних газах, але і кількість FeO у шлаці. Для більш ефективного керування ККП шляхом регулювання одноярусної фурми запропоновано керувати процесом відповідно до періодів продувки. І в першому періоді контролювати тільки кількість оксидів заліза у шлаці, у другому вміст CO₂ у відхідних газах, а у третьому знову окисненість шлаку. Таким чином, завдяки поступовому регулюванню нам вдалося налаштувати систему керування процесом продувки, контролюючи кількість оксидів заліза у шлаці у допустимому інтервалі, та підвищити кількість діоксиду вуглецю у відхідних газах у середньому до 11,31 %, а брухту відповідно до 26,3 %.

Запропонований підхід може використовуватися на будь-яких об'єктах гірничо-металургійного комплексу, що мають суттєву нестаціонарність.

Список літератури

1. Математические модели и системы управления конвертерной плавкой / В.С.Богушевский, Л.Ф.Литвинов, Н.А.Рюмшин, В.В.Сорокин; “Киевский институт автоматки” – К.: НПК, 1998. – 304 с.
2. Богушевский В. С. Управление продувкой конвертера в режиме энергосберегающей технологии / В. С. Богушевский, Е. Н. Зубова // Интеллектуальные системы принятия решений и проблемы вычислительного интеллекта. – 2013. – С. 71 – 74.
3. Богушевский В. С. Модель керування конвертерним процесом в умовах енергосберегаючої технології / В. С. Богушевський, Е. Н. Зубова // Системний аналіз та інформаційні технології. – 2012. – С. 26.
4. Гостев В.И. Нечеткие регуляторы в системе автоматического управления: // В.И.Гостев; – К.: “Радиоаматор”, 2008. – 972 с.
5. Богушевський В. С. Математична модель регулювання киснево-конвертерного процесу / В. С. Богушевський, К. М. Зубова // Технологічні комплекси. – 2013. № 2 (8). – С. 32 – 38.

Рекомендовано до друку: д-ром техн. наук, проф. Шкрабцем Ф.П.

УДК 681.5.08

Е.В. Чернецкий, канд. техн. наук

(Украина, г. Днепропетровск, Украинский государственный химико-технологический университет)

Е.М. Томилин, Н.И. Чичикало, д-р техн. наук

(Украина, г. Донецк, Донецкий национальный технический университет)

О.Ю. Олейник, канд. техн. наук, Е.С. Черная

(Украина, г. Днепропетровск, Украинский государственный химико-технологический университет)

ОТРАБОТКА ПОВЕДЕНИЯ МОДЕЛИ ТЕПЛОВОЙ РАБОТЫ ПРОХОДНОЙ ПЕЧИ ПРИ РЕГУЛИРОВАНИИ ПОДАЧИ ТОПЛИВА

Общая постановка проблемы

Проходные (туннельные) печи находят широкое применение в горной промышленности при сушке, обжиге руд. Обжиг иногда совмещают со спеканием руды или концентрата с активными добавками (сода, мел и др.) или компонентами шихты (обжиг с окускованием для облегчения последующей переработки). Туннельные печи также широко используются в технологическом процессе полукоксования горючего сланца.

На данный момент при проектировании промышленных туннельных печей, а также исследовании особенностей их работы часто применяется математический аппарат теории стационарного теплообмена. При этом режим работы туннельных печей приближенно можно считать установившимся, а внутренний теплообмен – стационарным.

Однако возникает вопрос: как поведет себя модель при резком изменении температуры, вызванным усадкой холодной продукции, а также при соответствующем изменении расхода топлива, вызванным отработкой регулятором возмущения.

Постановка задач исследования

- Промоделировать периодическое изменение температуры в первой по ходу заготовок зоне теплового агрегата.
- Установить зависимость изменения расхода топлива, вызванную отработкой регулятора.
- Изучить поведение модели тепловой работы печи, используя установленную зависимость расхода.

Решение задач и результаты исследований

Моделирование периодического изменения температуры в первой зоне теплового агрегата

Промоделируем периодическое колебание температуры на 117 °С согласно ПИД-закону в 25-й зоне печи (рис. 1) с использованием формулы [1]

$$T_{per}(t) = \frac{\left(\frac{0,25 \cdot 3600 - t + \text{floor}\left(\frac{t}{0,25 \cdot 3600}\right) \cdot 0,25 \cdot 3600}{590} \right)}{0,7}, \quad (1)$$

где t – переменная времени; floor – функция в пакете MathCAD, которая округляет дробное число до ближайшего меньшего целого числа.

Установление зависимости изменения расхода топлива

Определим параметры ПИД-закона регулирования согласно работе [2]: $\Delta t = 500$; $\tau_M = 0,55$; коэффициенты: пропорциональный $K_p = \frac{0,95}{1 \cdot \frac{\tau_M}{\Delta t}}$; интегральный $T_i = 2,4 \Delta t$; дифференциальный $T_d = 0,4 \Delta t$. Температура

в 25-й зоне печи изменяется согласно кривой на рис. 1.

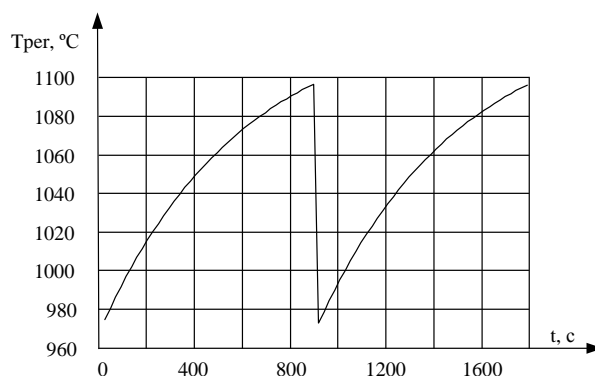


Рис 1. Кривая температуры в 25-й зоне печи

Тогда выражение для определения мощности тепловыделения в 25-й зоне примет следующий вид:

$$W(t) = K_p \left[\text{razn}(t) + \frac{1}{T_i} \int_0^t \text{razn}(t) dt + T_d \left(\frac{d \text{razn}(t)}{dt} \right) \right],$$
 где $\text{razn}(t) = 1098 - T_{per}(t)$, а выражение для определения расхода топлива – $B_{T25}(t) = W(t) / Q_{нр}$, где $Q_{нр}$ – низшая теплота сгорания топлива.

При этом расход топлива $B_{T25}(t)$ будет изменяться согласно кривой на рис. 2. При работе регулятора температуры в соответствии с ПИД-законом регулирования, расход топлива вначале скачкообразно увеличивается, а затем плавно понижается (рис. 2).

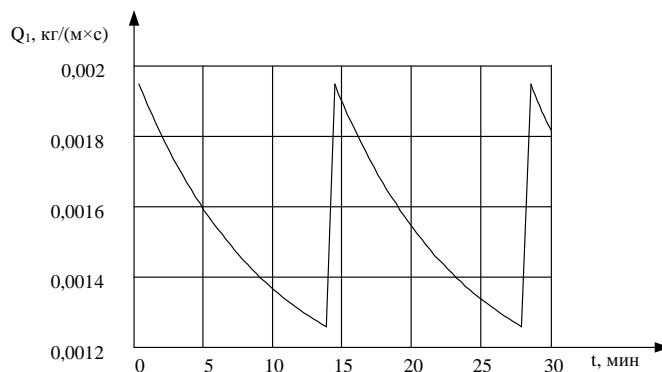


Рис. 2. Зависимость расхода газа в 25-й зоне печи при применении ПИД регулятора

Построение математической модели тепловой работы туннельной печи

Все пространство печи делится на совокупность поверхностных и объемных зон (рис.3). Затем для одних зон устанавливают распределение температур, а для других – распределение тепловых потоков. После этого проводят совместное итерационное решение сопряженной задачи теплообмена [3].

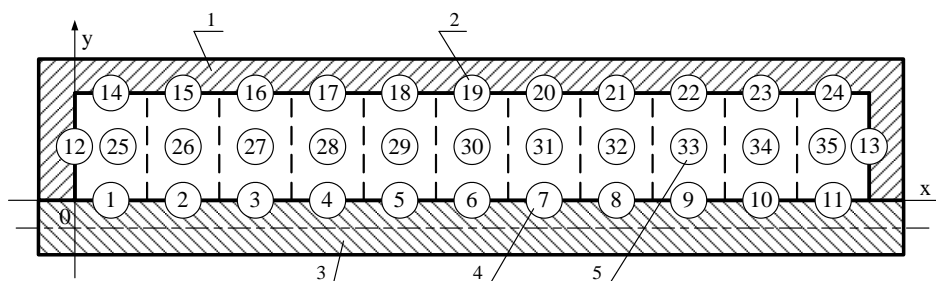


Рис. 3. Модель разбиения пространства печи

На рис. 3 приняты такие обозначения: 1 – кладка печи; 2 – поверхностные зоны кладки печи (номера 12...24); 3 – нагреваемый материал, представленный в виде непрерывного слоя; 4 – поверхностные зоны нагреваемого материала (номера 1...11); 5 – объемные газовые зоны (номера 25...35). Зоны 1...11 можно отнести к первому роду, для которых заданы температуры T_i или потоки собственного излучения Q_i^p , а искомыми являются результирующие тепловые потоки Q_i^p [3]. Зоны 12...24 можно отнести ко второму роду, для которых заданы значения потоков результирующего излучения Q_i^p , имеющих смысл потоков тепловых потерь, а искомыми являются температуры T_i . Зоны 25...35 также можно отнести ко второму роду, для которых известны значения результирующих тепловых потоков \tilde{Q}_i , соответствующих мощностям тепловыделения. Требуется определить температуры T_i .

Алгоритм определения температур внутреннего пространства проходной печи можно представить в виде последовательности решения задач внешнего и внутреннего теплообмена (см. рис. 4.).

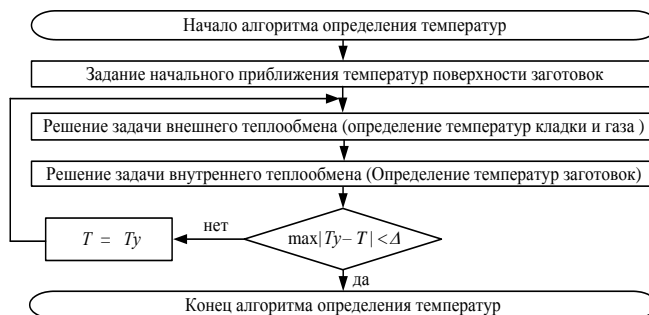


Рис. 4. Алгоритм определения температур внутреннего пространства проходной печи

На рис. 4 обозначены: T и T_u – совокупности предыдущих и последующих значений температур; Δ – величина, определяющая погрешность расчета.

Задачу внешнего теплообмена решаем при помощи итерационного метода Ньютона, а задачу внутреннего теплообмена при помощи явной разностной схемы решения.

Таким образом, используя различные методы моделирования можно получить более достоверную информацию о температурных режимах различных зон печи. Для получения достоверной информации и анализа проводим моделирование по двум алгоритмам (внешнего и внутреннего теплообмена) и по полученным результатам строим график (рис. 5).

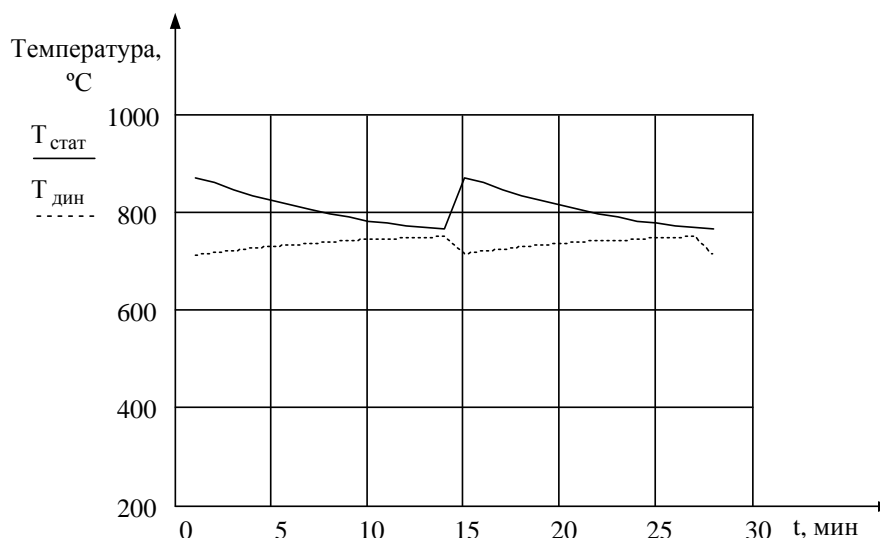


Рис. 5. Кривая поведение температур в 25-й объемной зоне при работе ПИД-регулятора

При моделировании тепловых процессов температурных зон будем использовать исходные данные, которые соответствуют параметрам реальной печи, установленной на предприятии. Полученные таким образом данные можно сравнить с результатами замеров на реальной печи. После проверки адекватности модели и ввода поправочных коэффициентов получим наиболее достоверную модель для определения температурных режимов печи.

Подставляя мгновенные значения расхода топлива 25-й зоны в описанную математическую модель работы агрегата можно получить результаты, аналогичные решению задачи [4].

На рис. 5 изображена кривая температуры в 25-й газовой объемной зоне при работе регулятора температуры с ПИД-законом регулирования. Здесь $T_{стат}$ и $T_{дин}$ – температуры в зоне, соответствующие статической и динамической моделям.

Значения температур в зоне, полученные по динамической модели, будут постепенно увеличиваться. Это обусловлено тем, что объект обладает инерционностью и постепенный рост температуры связан с режимом увеличением подачи топлива.

Соответственно значения температуры, полученные по статической модели, будут уменьшаться, так как эта модель определяет мгновенные значения температур теплового агрегата для мгновенных значений расхода топлива. Таким образом, изменение объема расхода топлива согласно ПИД-закону регулирования предусматривает его резкое увеличение в начальный момент времени и потом его плавное уменьшение.

Анализ полученных данных позволяет утверждать, что для точного определения температурных режимов зон печи нельзя использовать только какую-то одну модель (статическую или динамическую), как это делали раньше. Необходимо проводить совместное моделирование двух режимов и определять результирующее значение путем введения в модель поправочных коэффициентов на основании сравнения результатов моделирования и прямых инструментальных замеров. Такая модель в большей степени соответствует поведению температуры в реальном объекте управления.

Разработанная математическая модель тепловой работы туннельной печи, адекватность которой проверена на реальном объекте, позволит сократить количество датчиков температуры в печи и при этом получать достоверные данные о температурных режимах различных зон печи. Это в свою очередь даст возможность выпускать более качественную продукцию при сушке, обжиге руд в проходных печах, широко использовать печи в других технологических процессах, где выдвигаются к температуре жесткие требования.

Выводы

1. В туннельной печи при работе регулятора температуры в соответствии с ПИД-законом происходит резкое увеличение объема подачи газа к горелкам, а затем – его плавное уменьшение.
2. Модель стационарного теплообмена требует в каждый момент времени мгновенные значения расхода газа, которые оказываются завышенными.
3. Значения температур газовой зоны туннельной печи, полученные по статической и динамической моделям, вначале процесса регулирования сильно различаются. По мере наступления теплового равновесия эти значения приближаются друг к другу.
4. Целесообразно использовать комбинированную математическую модель тепловой работы туннельной печи, учитывающую совместное моделирование двух режимов и определять результирующее значение путем введения в модель поправочных коэффициентов.

Список литературы

1. Настройка параметров ПИД-закона в регуляторах температуры МкРА [Электронный ресурс] / Режим доступа к ресурсу: <http://my.elvisti.com/show/tune1.html>. – Название с экрана.
2. ПИД-закон регулирования. Методы нахождения ПИД коэффициентов [Электронный ресурс] / Режим доступа к ресурсу: <http://www.termodat.ru/pdf/pid.pdf>. – Название с экрана.
3. Арутюнов В. А. Математическое моделирование тепловой работы промышленных печей / В. А. Арутюнов, В. В. Бухмиров, С. А. Крупенников – М.: Metallurgy, 1990. — 241 с.
4. Томилин Е.М. Методология определения температурного состояния проходных печей: Монография / Е.М Томилин, Н.И Чичикало. — Донецк: Ноулидж, 2011. — 223 с.
5. Крылова Л.С. Автоматизированное проектирование камерных печей. / Л.С. Крылова, В.В. Бухмиров, С.В. Носова, меж вуз. сб. научн. трудов. Магнитогорск: 2003. — С 172-176.

Рекомендовано до друку: д-ром техн. наук, проф. Віноградовим Б.В.

UDK 681.51/54

A.V. Bakutin

(Ukraine, Dnipropetrovsk, National Mining University)

OPTIMAL SPEED REGULATOR OF THE METAL-CUTTING MACHINE TOOL MAIN DRIVE

Introduction. The stability and the transient performance of the closed control system loop is bonded with the pole and zero location of its transfer function on the s-plane. For the control system tuning with the difficult regulator, that contains some variable parameters, the root-locus method can be used, that allows to research independently the effect of the each parameter on the control system transient performance.

Analysis of studies and publications. On the base of the obtained control devices that belong to the area of the regulators with predetermined difficulty and carried out researches for their transient performance the conclusion was made, that the control device structure consisting of the second order polynomial in the numerator and the second order polynomial without free term in the denominator is chosen for the further synthesis of the optimal control device for the metal-cutting machine tool main drive speed loop.

Purpose of the paper is to study the effect of the speed regulator coefficients on the transient performance ratings by the step loading condition such as the motor speed decrease and the return time to the reference speed

Study materials. Assume that the control object is a squirrel cage induction motor. From the classic representation of the induction motor mathematical model with the control by varying the stator supply voltage it can be seen that it contains the cross coupling by the stator current vector components. In case of the compensation or minimization of the cross coupling influence the stator voltage vector component variation can independently set the value of the rotor flux linkage and the motor speed. Then the flux linkage and speed control channels will be divided similar to a DC motor with separate excitation. Assume that the cross coupling by the stator current vector components is compensated and the inner current loop is optimized for the technical criterion, then the control object of the electromechanical system can be described as follows [8]

$$W_0(s) = \frac{1.5 \cdot p_{pp} \cdot k_2}{J \cdot k_c \cdot (T \cdot s + 1) \cdot s'}$$

where s – Laplace operator; p_{pp} – induction motor pole pairs; $k_2 = L_m/L_2$ – dimensionless coefficient; L_m – magnetizing inductance, H; L_2 – rotor inductance, H; J – motor inertia moment, $kg \cdot m/s^2$; k_c – stator current sensor coefficient, V/A; T – time constant of the stator loop, s.

The control object transfer function can be written

$$W_0(s) = \frac{K}{s(s + p)}$$

where

$$K = \frac{1.5 \cdot p_{pp} \cdot k_2}{J \cdot k_c \cdot T},$$

$$p = \frac{1}{T}.$$

Consider the robust system synthesis with the second order regulator, which transfer function is

$$W_p(s) = \frac{k_3 s^2 + k_1 s + k_2}{s(cs + 1)},$$

then the closed loop transfer function can be determined as

$$W_{cl}(s) = \frac{K(k_3 s^2 + k_1 s + k_2)}{cs^4 + (cp + 1)s^3 + (p + Kk_3)s^2 + Kk_1 s + Kk_2} \quad (1).$$

The closed loop transfer function of the fourth order control system that confirms the integral weighted modular criterion:

$$W_{cl}(s) = \frac{\omega_n^4}{s^4 + 2,1\omega_n s^3 + 3,4\omega_n^2 s^2 + 2,7\omega_n^3 s + \omega_n^4} \quad (2).$$

The damped natural frequency of the system ω_n can be determined provided that the speed overshoot $\sigma = 2\%$, the damping coefficient $\zeta = 0,8$ and the desired settling time $T_s = 0,004$ s:

$$\omega_n = \frac{4}{\zeta \cdot T_s} = \frac{4}{0,8 \cdot 0,004} = 1250 \frac{1}{s}.$$

Providing that the coefficients of the expressions (1) and (2) are equal, the control device parameters can be obtained and the control system root locus can be built (fig. 1)

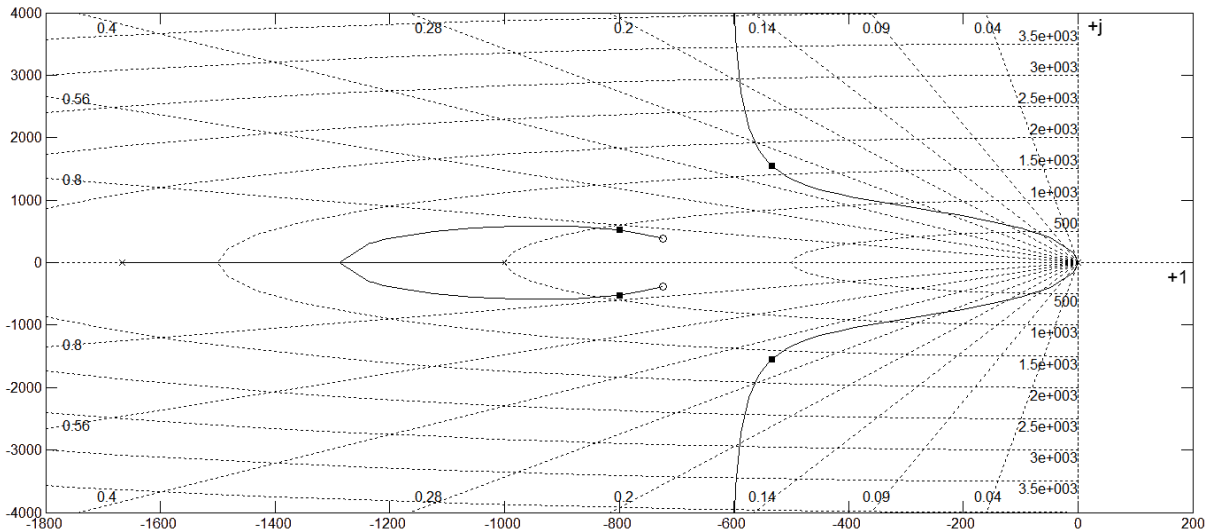


Figure 1 – The root locus of the robust speed control system

$$c = \frac{1}{2,1\omega_n - p} = \frac{1}{2,1 \cdot 1250 - 1000} = 0,0006$$

$$k_3 = \frac{3,4\omega_n^2 c - p}{K} = \frac{3,4 \cdot 1250^2 \cdot 0,0006 - 1000}{2600} = 0,84;$$

$$k_1 = \frac{2,7\omega_n^3 c}{K} = \frac{2,7 \cdot 1250^3 \cdot 0,0006}{2600} = 1216;$$

$$k_2 = \frac{\omega_n^4 c}{K} = \frac{1250^4 \cdot 0,0006}{2600} = 563401.$$

To ensure the desired transient performance ratings the filter at the system input that compensates the unwanted influence of the closed control system loop zeroes is used:

$$W_f(s) = \frac{\frac{\omega_n^4}{Kk_3}}{s^2 + \frac{k_1}{k_3}s + \frac{k_2}{k_3}} = \frac{670870}{s^2 + 1447s + 670870}.$$

By the tuning of the control system to the integral weighted modular criterion the step loading condition system transient performance ratings can be nonoptimal. To define the optimal speed regulator coefficients which provide minimal induction motor speed decrease and minimal return time to the reference speed, the each coefficient influence on the mentioned transient performance ratings by the root-locus method is studied.

The characteristic equation of the dynamic system in general view can be written as follows

$$a_n s^n + a_{n-1} s^{n-1} + \dots + a_1 s + a_0 = 0.$$

To study the coefficient a_1 influence and to build the root locus the equation must be rewritten as

$$1 + \frac{a_1 s}{a_n s^n + a_{n-1} s^{n-1} + \dots + a_2 s^2 + a_0} = 0.$$

If the system has two or more variable parameters, then it is necessary after the extraction of one of them, e.g. a_1 to write by analogy the characteristic equation taking into account that $a_1 = 0$ relative to another parameter, e.g. a_2 :

$$1 + \frac{a_2 s^2}{a_n s^n + a_{n-1} s^{n-1} + \dots + a_3 s^3 + a_0} = 0.$$

The study of the each parameter influence is carried out inversely by the substitution of the computed value of the observable parameter to the characteristic equation with the higher order. According to the eq. (1) the characteristic equation of the closed speed control system loop

$$2JT_\mu cs^4 + (2JT_\mu + Jc)s^3 + (J + KJk_{s\omega}k_3)s^2 + KJk_{s\omega}k_1s + KJk_{s\omega}k_2 = 0,$$

and the equation for the study of the each parameter influence on the step loading condition transient performance ratings can be written for it

$$1 + \frac{(2JT_\mu s^4 + Js^3)c}{2JT_\mu s^3 + (J + KJk_{s\omega}k_3)s^2 + KJk_{s\omega}k_1s + KJk_{s\omega}k_2} = 0;$$

$$1 + \frac{KJk_{s\omega}k_2}{2JT_\mu s^3 + (J + KJk_{s\omega}k_3)s^2 + KJk_{s\omega}k_1s} = 0;$$

$$1 + \frac{KJk_{s\omega}k_1s}{2JT_\mu s^3 + (J + KJk_{s\omega}k_3)s^2} = 0;$$

$$1 + \frac{KJk_{s\omega}k_3s^2}{2JT_\mu s^3 + Js^2} = 0.$$

By the study of the influence of the speed regulator coefficients on the speed decrease value and the return time to the reference speed by the step loading condition the extremal character of the curves is obtained (fig. 2)

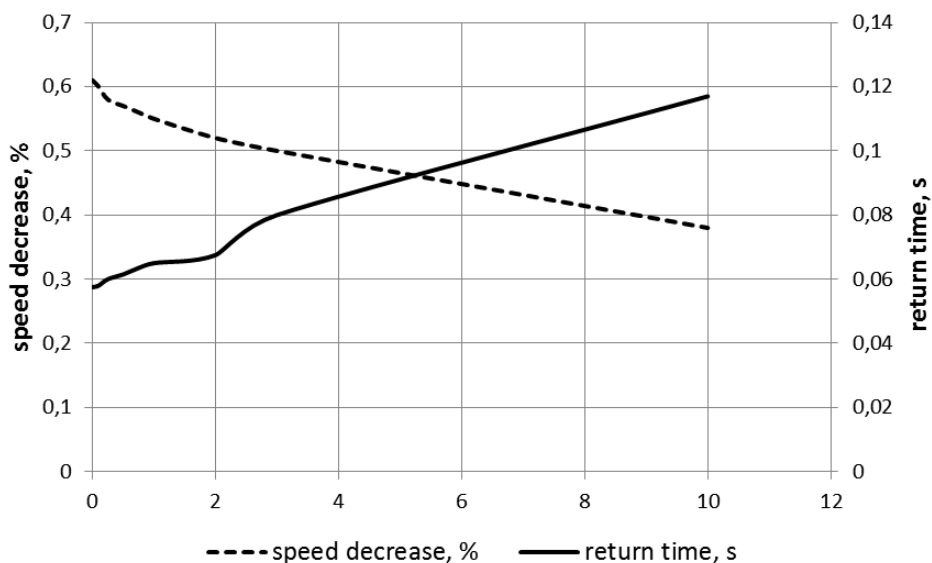


Figure 2a – The curves of the speed decrease and return time via coefficient k_3

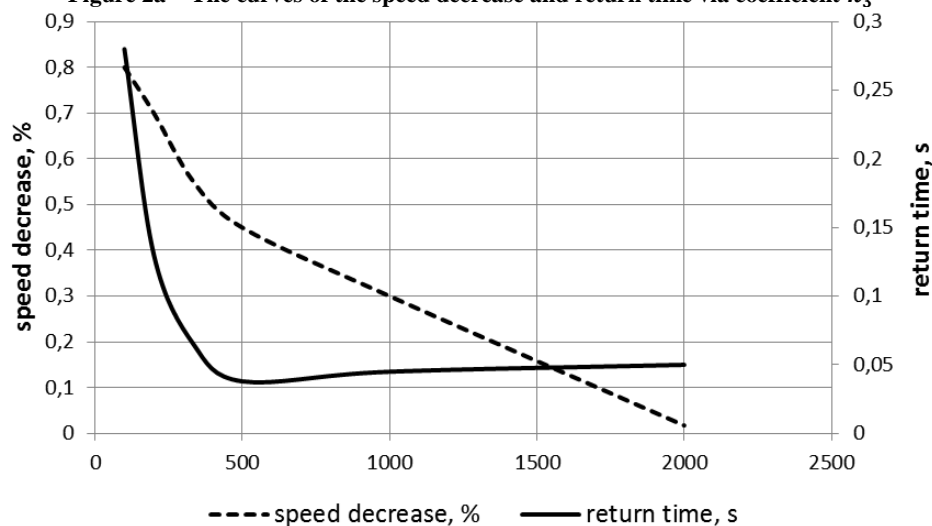


Figure 2b – The curves of the speed decrease and return time via coefficient k_1

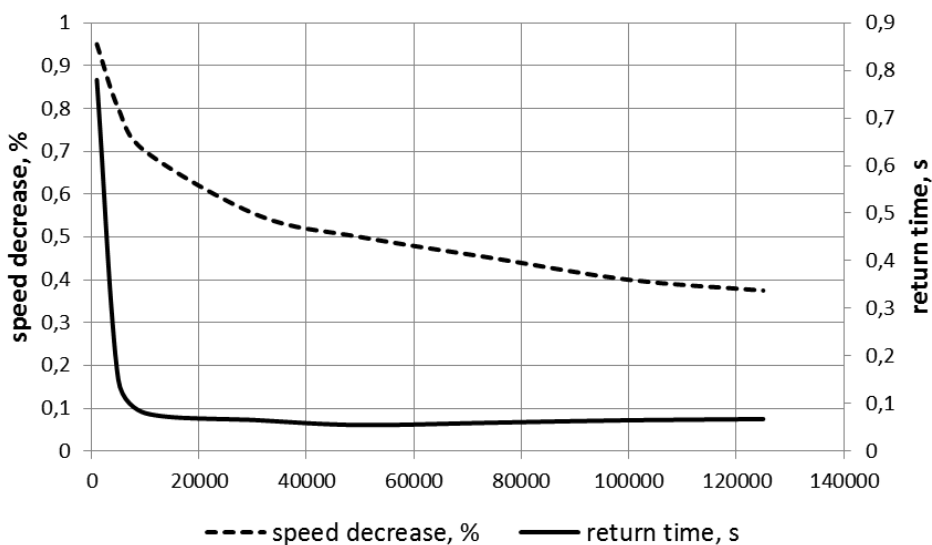


Figure 2c – The curves of the speed decrease and return time via coefficient k_2

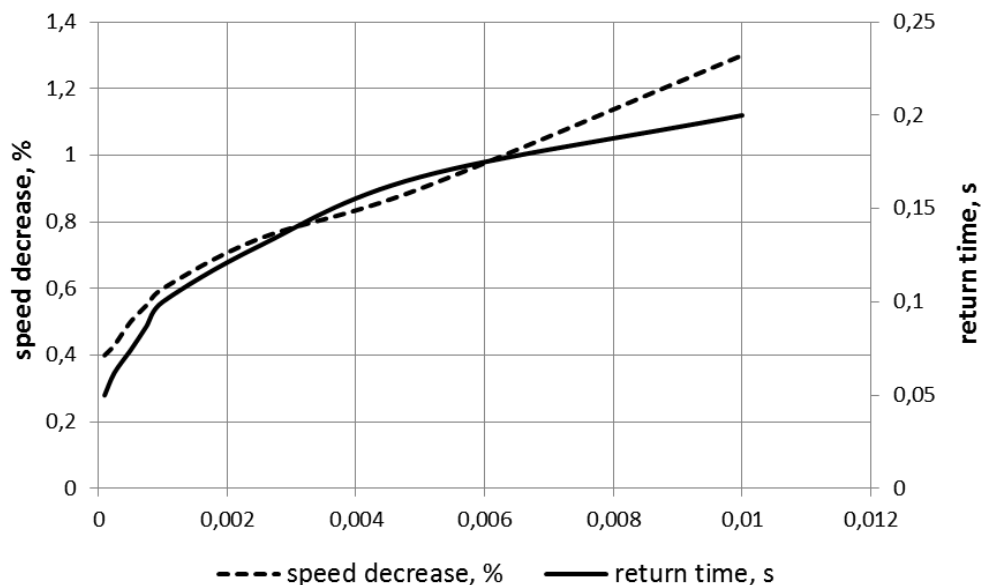


Figure 2d – The curves of the speed decrease and return time via coefficient c

Assume the coefficients k_2 and k_1 corresponding to extremal values by the return time to the reference speed and the coefficients k_3 and c to provide the minimal return time, then the speed regulator transfer function takes a form

$$W_r(s) = \frac{0,25s^2 + 500s + 100000}{s(0,0001s + 1)}$$

The simulation of the transient by the start and the step loading condition results that obtained optimal second order regulator as compared with PI-regulator provides decrease of the speed overshoot to 0.2 % by the start and reduce of the speed decrease by the step loading condition to 0.08 % (fig. 3)

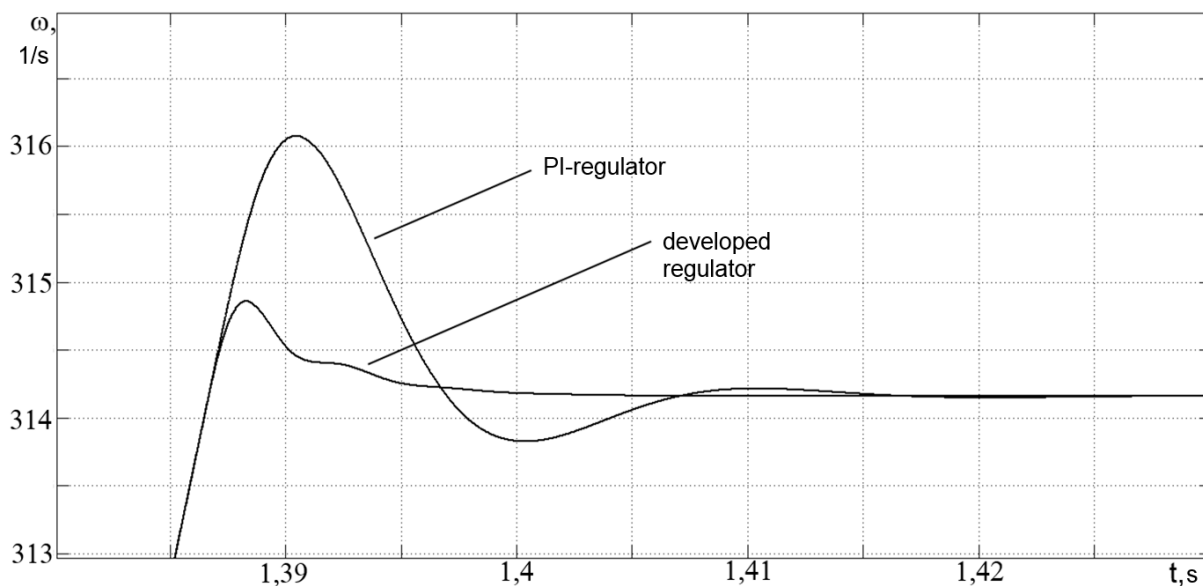


Figure 3a – The transient graph of the motor speed by the start

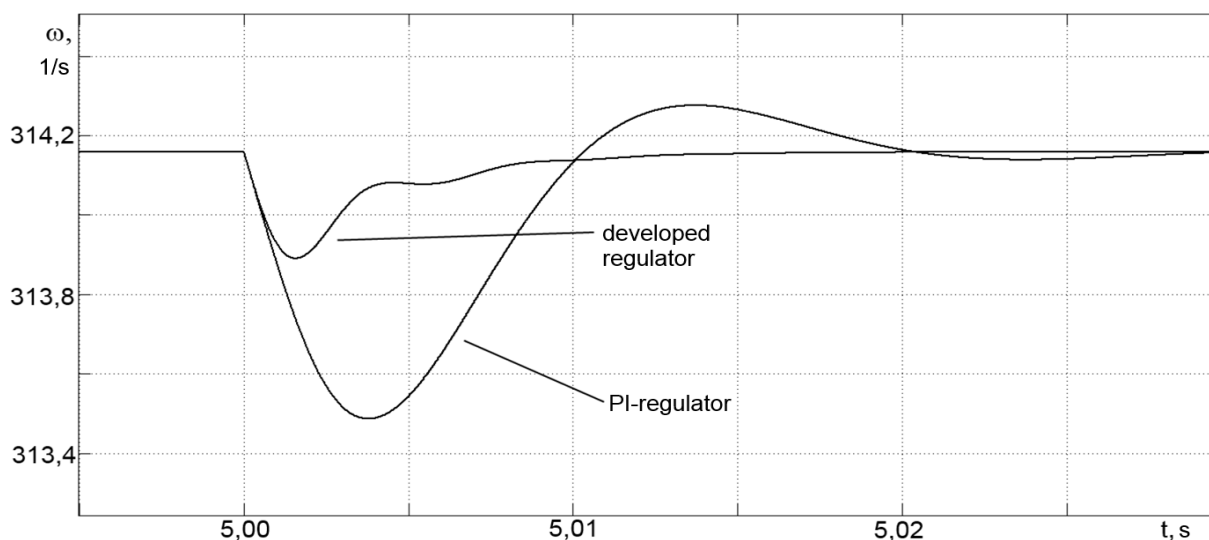


Figure 3b – The transient graph of the motor speed by the step loading condition

Conclusions. Using the root-locus method the curves of the speed decrease and return time via coefficients by the step loading conditions were obtained. The optimal parameters of the second order speed regulator of the metal-cutting machine tool main drive are defined.

References

1. Dorf R.C., Bishop R.H. (1998) “Modern Control Systems”, Addison-Wesley, 855 p.
2. Vakutin A.V. “Optimal speed controller with predetermined difficulty” / Гірничі електромеханіка та автоматика: наук. – техн. зб. – 2013. – Вип. 91. – с. 62-68.

Рекомендовано до друку: канд. техн. наук, доц. Азюковський О.О.

УДК 681.518:621.22

В.В. Радченко, канд. техн. наук

(Україна, Запорізька державна інженерна академія)

ФОРСУВАННЯ ЗБУДЖЕННЯ Й ДИНАМІКА ПЕРЕХІДНОГО ПРОЦЕСУ ГІДРОГЕНЕРАТОРА

Важливою складовою робочих режимів гідрогенератора ГЕС є саме динамічна. Це вітає з системної ролі ГЕС в вітчизняній енергетиці, а саме — мобільного резерву потужностей енергетичної системи. Гідрогенератор переважно працює в режимі досить частих робочих циклів: пусків і зупинок. Завдяки своїй мобільності даний тип синхронних генераторів використовують для покриття пікових навантажень й інших динамічних впливів у системі. Тому статистика робочих циклів обладнання невпинно зростає, а це в свою чергу висуває питання експлуатаційної надійності й ефективності.

При цьому істотну роль відіграють саме принципи реалізації та алгоритмічні особливості організації найбільш відповідальних операцій процесу збудження, одна з таких важливих, безумовно, – форсування. Кратність форсування збудження потужних синхронних генераторів традиційно обмежена й змушує використовувати додаткові засоби підвищення швидкодії сучасних інерційних систем збудження, [1]. Основні функціональні елементи й зв'язки статичної системи збудження гідрогенератора, що впливають на форсування, показані на рис. 1.

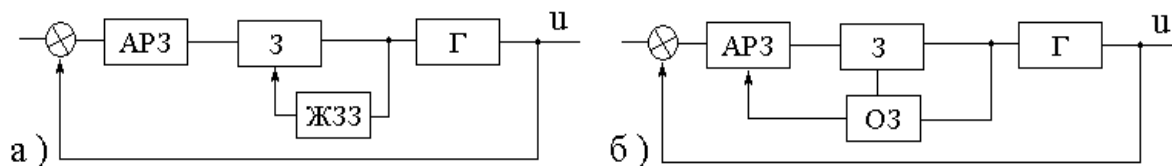


Рис. 1. Основні конфігурації систем збудження: а) без обмеження; б) з обмеженням

Основними функціональними елементами сучасних систем збудження синхронних генераторів Г є збудник З у будь-якому вигляді, переважно статичного виду та автоматичний регулятор збудження АРЗ сильної дії (СД). У конкретному виконанні (а) використовується жорсткий зворотний зв'язок ЖЗЗ та обмеження збудження ОЗ.

Для випадку негативного жорсткого зворотного зв'язку рівняння динаміки має наступний вигляд

$$T_{f0} \frac{dy}{dt} + U_f = k_3 (U_p - k_{33} U_f),$$

де T_{f0} – стала часу кола збудження, k_3 – коефіцієнт підсилення збудника, k_{33} – коефіцієнт зворотного зв'язку, U_p – напруга регулятора збудження, U_f – напруга ротора генератора.

Слід зазначити, що наведені структури окрім генератора, мають ще й інерційність кола зворотного зв'язку, щонайменше АРЗ, що суттєво впливає на на вигляд та параметри перехідного процесу, обмежує форсування, виключає використання узгоджених структурних рішень. При цьому кола керування збудженням здатні вносити суттєві інерційні складові, що відповідно підсилюються колом збудження й впливають на об'єкт керування, знижуючи його динамічну ефективність. Основні характеристики такого процесу форсування збудження наведено на рис. 2.

При цьому навіть зазначена можливість $K\phi = 10$, відповідна точці п, фактично виводить інерційну систему тільки в т. а. Використання варіанту з повним відкриттям АРЗ та обмеженням збудження на рівні 2 крат дещо покращує швидкодію (точка b), але інерційність збудження за умови стійкості не дозволяє повністю використати його енергетичний потенціал. Зазначену проблему здатна вирішити неінерційна узгоджена система збудження, рис. 3.

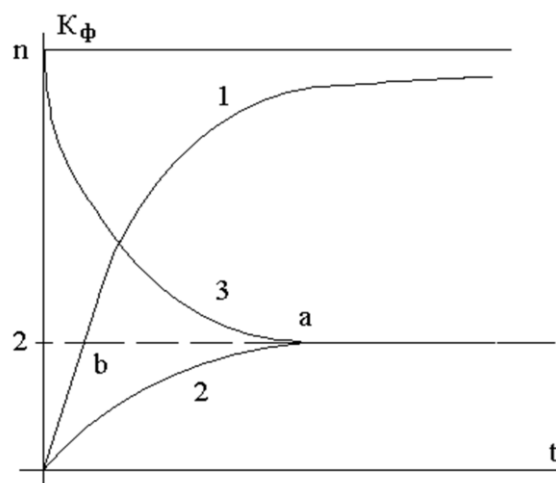


Рис. 2. Характеристики процесу форсування збудження:
 1 – напруга обмотки збудження без зворотного зв'язку;
 2 – напруга збудження з жорстким зворотним зв'язком;
 3 – напруга обмотки збудження

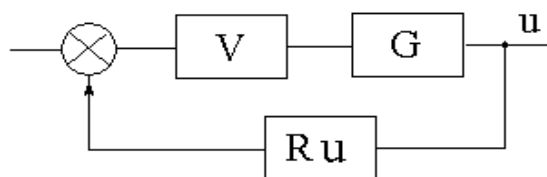


Рис. 3. Узгоджена система збудження

Тиристорний керований міст V через трансформатор збудження живить обмотку збудження генератора G. Це є силовий, енергетичний ланцюг системи збудження. Керуючим елементом є регулятор напруги Ru, контролюючий значення вихідної напруги і струму генератора. Переваги такої схеми в повній мірі реалізуються лише за умови практичної відсутності інерційності кола збудження.

Наведена система збудження – статичного типу. Керування збудженням реалізоване на цифровому автоматичному регуляторі напруги, який забезпечує включення керованих випрямних мостів на тиристорах, підтримуючи в обмотці ротора генератора необхідний рівень постійного струму збудження.

Система збудження, згідно регулювальних характеристик, з урахуванням характеру навантаження, забезпечує необхідні зовнішні робочі характеристики гідрогенератора. Зазначені характеристики відображають вплив характеру навантаження на алгоритм управління збудженням. Вигляд зовнішніх характеристик відповідає рівнянням напруги ланцюга обмотки якоря синхронного генератора під навантаженням:

$$U = E_0 + E_{ad} + E_{aq} - I(r_a + jx_{ca})$$

Згідно рівнянню, напруга СГ, що формується складовими й проєкціями ЕРС E_0 , E_{ad} та E_{aq} змінюється переважно під дією двох основних чинників – за рахунок зміни падіння – $I(r_a + jx_{ca})$ і впливу реакції якоря.

Важливим моментом організації управління збудженням є врахування особливостей і обмежень електромеханічного перетворення енергії гідрогенератором. Основними робочими умовами форсування збудження генератора є наявність достатньої зміни електромагнітної потужності та відповідного моменту:

$$\Delta P_{em} > 0; \Delta M_{em} > 0$$

Існуючі системи збудження синхронних генераторів окрім зазначених вище вад, досить часто мають структурну, функціональну й ресурсну надмірність, що невиправдано їх ускладнює та теж істотно знижує динамічну ефективність. Ці проблеми мають традиційні витoki в екстенсивних підходах й переважно обумовлені реалізованими попередніми технологіями збудження. Їх прямим наслідком є діюче двократне обмеження форсування збудження гідрогенератора, переважно обумовлене вимогами його стійкості, як статичної, так і динамічної.

Під динамічною стійкістю синхронної машини розуміється її здатність зберігати синхронний режим паралельної роботи з мережею при досить великих і різких збуреннях режиму роботи (навантаження, короткі замикання в мережі і ін.). Стійкість роботи за цих умов залежить як від величини збурення і його тривалості, так і від параметрів машини, величини, її попереднього навантаження, можливостей регуляторів і інших умов. В більшості випадків при таких збуреннях виникають коливання або гойдання ротора з великою амплітудою. Режим, що нерідко виникає при таких збуреннях, є досить нестійким і машина випадає з синхронізму [3].

Перехідні режими системи збудження безпосередньо пов'язані з перехідними режимами синхронної машини. Це перш за все холостий хід, включення навантаження і його зміна, а також скидання завантаження. Будь-який перехідний режим гідрогенератора безпосередньо пов'язаний зі зміною його напруги в часі. Слід зазначити, що характер та протяжність такої зміни безпосередньо пов'язані з динамічними та енергетичними властивостями регулятора напруги.

Основними кількісними характеристиками перехідного процесу є ΔU і T , рис. 4. При цьому падіння напруги при стрімкому навантаженні складає величину до 40% U_n і визначається індуктивною складовою x_d опору обмотки статора, що є конструктивним чинником гідрогенератора. Що стосується часової характеристики T , то вона істотно залежить від властивостей контура регулювання. Характер перехідного процесу визначається інерційністю кола збудження. Зазначена інерційність викликає перерегулювання й коливальність, обмежує енергетичну складову збудження, що визначає суттєвий час відновлення напруги T_1 . Час T_2 відповідає неінерційному достатньому форсуванню збудження.

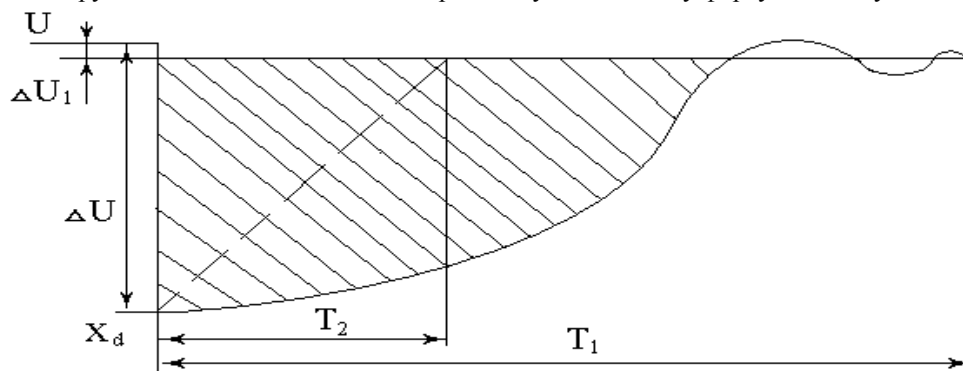


Рис. 4. Основні характеристики перехідного процесу генератора

Тривалість перехідного процесу безпосередньо залежить від енергетичної міри форсування збудження, яка згідно існуючим нормам, закріпленим діючими стандартами, не має перевищувати двох крат. Однак ці норми на практиці явно не відповідають сучасним енергетичним потребам форсування збудження за умови скорочення перехідного процесу. Вказані норми своїми витokами відносяться до машинної ери інерційних збудників і перш за все обмежуються не стільки тепловими і міцнісними обмеженнями обмотки збудження, скільки вимогами стійкості паралельної роботи попередніх схем гідрогенераторів. При цьому багато статичних перетворювачів з інерційним управлінням також мають таке обмеження саме з міркувань стійкості.

Коливальний затухаючий характер перехідного процесу визначається інерційністю каналу регулювання збудження. Автоматичну систему регулювання напруги (АСРН) можливо представити у вигляді наступних основних ланок, рис. 5.

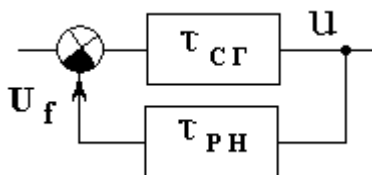


Рис. 5. Функціональна структура АСРН

Аналіз наведеної функціональної структури АСРН дозволяє стверджувати, що в ній позначається переважна дія двох основних складових у вигляді постійних часу τ_{CG} і τ_{RH} , що визначають динамічні якості всієї системи.

Детальний аналіз джерел кожної зі складових інерційності, дозволяє стверджувати, що τ_{CG} обумовлена принципом дії синхронної машини й її конструктивними характеристиками, зокрема індуктивними опорами.

Постійна часу контуру зворотного зв'язку у вигляді τ_{RH} , переважно пов'язана з фізичними принципами реалізації основних процесів і елементів ланцюгів збудження.

Одним з прикладів різкої зміни навантаження є раптове коротке замикання. При цьому напруга генератора різко зменшується. Як впливає з рівняння, [2]

$$P_{EM} = \frac{mU\mathcal{E}}{x_d} \sin\theta + \frac{m^2U}{2} \left(\frac{1}{x_d} - \frac{1}{x_q} \right) \sin 2\theta,$$

при різкому зниженні вихідної напруги синхронного генератора U , суттєво знижується його електромагнітна потужність, з'являється небезпека випадання генератора з синхронізму. Щоб запобігти цьому, генератор забезпечується швидкодіюною системою збудження. При зменшенні напруги U , автоматично відбувається форсування струму збудження генератора. При цьому ЕРС обмотки якоря \mathcal{E}_0 збільшується, і за рахунок цього електромагнітна потужність P_{em} залишається в необхідних межах. Таким чином, динамічна стійкість паралельно працюючого генератора на необхідному рівні переважно має забезпечуватися системою швидкодіюного збудження з потрібним рівнем форсування.

Важливим чинником достатнього забезпечення динамічної стійкості є інерційні характеристики гідрогенератора та кола керування. Слід зазначити, що інерційність переважно є фізичною властивістю елементів обладнання. Особливу роль відіграє динамічна взаємодія інерційних елементів. Вона визначається не тільки значеннями, а й конфігурацією, розташуванням та положенням динамічних чинників в системі регулювання.

Функція автоматичного регулювання напруги (АРН) реалізується програмно. АРН визначає відхилення напруги генератора (за сигналом завдання та її поточного значення) і обробляє за ПД – законом регулювання. Він має такий загальний вигляд:

$$\mu = k_p \left(\varepsilon + \frac{1}{T_I} \int_0^t \varepsilon \cdot dt + T_D \frac{d\varepsilon}{dt} \right),$$

де k_p – коефіцієнт передачі; μ та ε – відносні змінні від базових величин ($\varepsilon = x/x_0$; $\mu = u/u_0$); T_I та T_D – відповідно сталі часу інтегрування та диференціювання.

Наведене співвідношення доводить наявність щонайменше трьох складових за різними законами перетворення, два з яких інерційні за визначенням. Це без сумніву впливає на реалізацію динамічних складових регулювання.

Функція, що описує роботу ПД – регулятора має наступний вигляд:

$$Y = K_p(u - x) + T_I \int (u - x) dt + T_D \frac{d(u - x)}{dt},$$

де Y – вихідний сигнал регулятора; K_p – коефіцієнт підсилення пропорційного регулювання; T_I – коефіцієнт інтегрального регулювання; T_D – коефіцієнт диференціального регулювання; $(u-x)$ – відхилення величини u від необхідного значення x .

Коефіцієнт K_p впливає на швидкість набору регульованою величиною свого значення. Коефіцієнт T_I

визначає статичний коефіцієнт передачі об'єкту. Коефіцієнт N_d реагує на швидкість зміни різниці ($u-x$).

Це автоматично викликає проблему їх узгодження та налагодження. ПІД-регулятор має щонайменше чотири параметри налагодження: K_p , T_I , T_D і K_d .

Крім того, для стабілізації робочого режиму, на вхід АРН можуть подаватися вихідний сигнал стабілізатора потужності та додатковий сигнал від функції вирівнювання реактивної потужності тощо. Вихідним сигналом АРН є так звана керуюча змінна U_c . Таким чином можливо набудувати і забезпечити прийнятну роботу регулятора напруги. Проте існуючі постійні часу інтегрування і диференціювання обумовлюють перерегулювання і відповідну коливальність перехідних процесів.

Застосований ПІД-закон регулювання напруги – інерційний за визначенням. При такій інерційній реалізації регулятора напруги потрібні досить складні додаткові механізми стабілізації потужності гідрогенератора. Однак вони з погляду інерційності не встигають повноцінно спрацьовувати в перехідних режимах.

Таким чином, основним завданням забезпечення ефективного регулювання є підвищення динамічних властивостей системи керування збудженням гідрогенератора. Це обумовлює алгоритмічні особливості реалізації збудження, перш за все відносно інерційних якостей як окремих операцій, так і процесів.

Слід уникати будь-яких, навіть потенційних проявів постійних часу. Для цього перш за все необхідно уникати операцій за видом диференціювання в часі, оскільки

$$\frac{dx}{dt} > e^{-pt}$$

Це прямий шлях щонайменше до аперіодичних процесів контуру керування, що характеризуються постійними часу. Саме вони, взаємодіючи з інерційністю об'єкта керування, підвищують порядок системи регулювання, сприяють коливальності й викликають проблеми її стійкості.

Тому слід уникати операції диференціювання в контурі керування, що наразі широко використовується для прискорення дії ПІД-систем, оскільки плата за це досить велика, – стійкість.

У разі коли диференціювання дійсно необхідне, доцільно в контурі керування його слід апроксимувати, замінивши

$$\frac{dx}{dt} \rightarrow \frac{\Delta x}{\Delta t}$$

Така заміна в більшості випадків дозволяє подолати вплив постійних часу диференціювання, зберігши реакцію на зміну самої величини.

Важливим моментом є також формування робочої ділянки характеристики РН з урахуванням можливостей динаміки системи і форсування збудження. Для цього можливо використовувати основні характеристики генератора з урахуванням формування керуючих впливів, рис. 6, рис. 7.

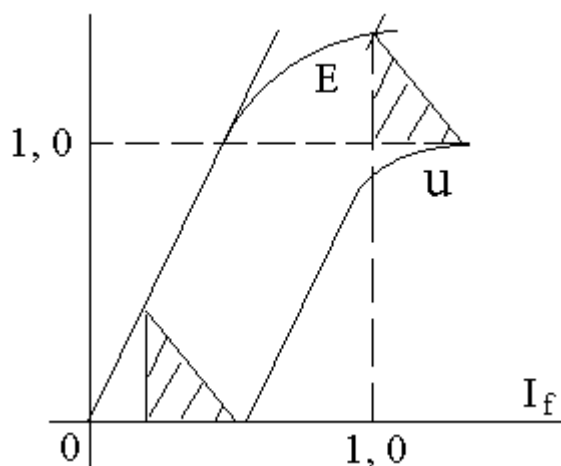


Рис. 6. Вигляд характеристик навантаження СГ

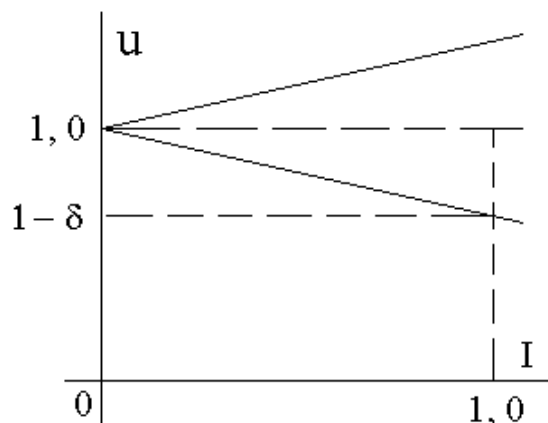


Рис. 7. Вигляд характеристик АСРН

Аналіз регулювальної, зовнішньої характеристики СГ з урахуванням зовнішньої характеристики АСРН дозволяє при $u = 1 - \delta$ отримати залежність $I_f = f(I)$. Маючи такі складові можливо отримати ділянку статичної характеристики регулятора відповідну використаним характеристикам, що забезпечує форсування, рис. 8.

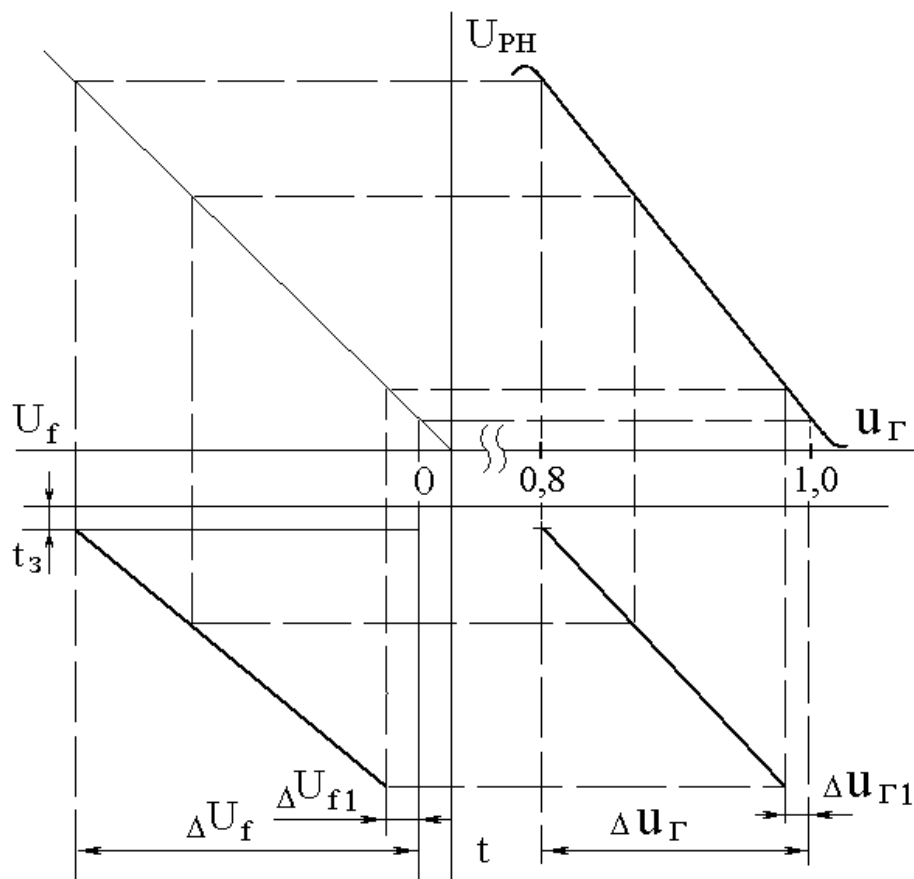


Рис. 8. Побудова ділянки імпульсу форсування збудження генератора

Очевидно, що для забезпечення динамічної точності й швидкодії кратність форсування збудження в перехідних режимах СГ має бути збільшена. Тим самим довжина активної ділянки характеристики збільшується. Необхідна ідеалізована характеристика приймає вигляд як на рис. 9. Вона має трикутну форму і складається з двох функціонально різних ділянок.

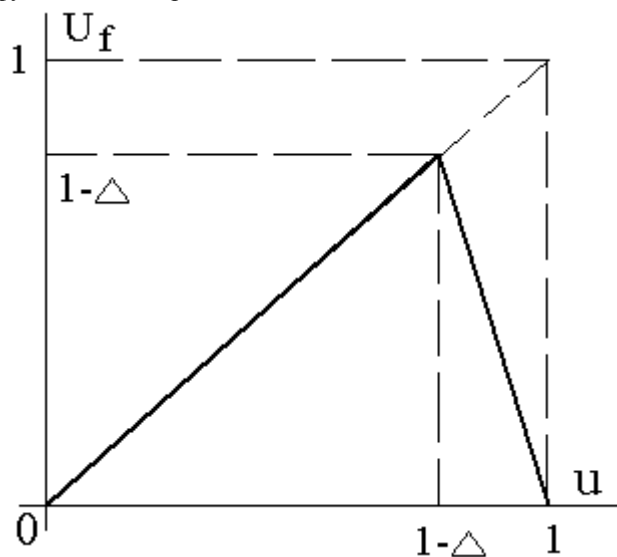


Рис. 9. Характеристика системи збудження

Висхідна ділянка характеристики на інтервалі $0 < U < 1 - \Delta$ є допоміжною і служить для виходу робочої точки РН в зону регулювання. На цій ділянці нахил характеристики визначається зовнішніми відповідно до регулятора чинниками і враховується коефіцієнтом k . Таким чином буде справедливим співвідношення

$$U_f = k U$$

• Активна ділянка характеристики є найбільш важливою з погляду якості регулювання, тому до неї пред'являються підвищені вимоги. Визначимо закон регулювання, відповідний активній ділянці у разі застосування РН на тиристорах (див. рис. 9). Для цього прийемо максимальні значення середніх величин на вході і виході регулятора одиничними ($U = 1, U_f = 1$). Ширину ділянки регулювання прийемо за величиною Δ . Покладемо, що активна ділянка строго лінійна. Тоді її крутість виразиться співвідношенням

$$K_1 = \Delta^{-1} - 1. \quad (1)$$

Функція регулювання виразиться співвідношенням

$$U_f = (\Delta^{-1} - 1)(1 - U), \quad (1 - \Delta) \leq U < 1. \quad (2)$$

Закон зміни напруги на виході РН, що задовольняє паралельній структурній схемі АСРН з урахуванням (1) і (2) має такий вигляд

$$U_f = k U + (\Delta^{-1} - 1)(1 - U). \quad (3)$$

Якщо в якості виконуючого органу РН застосовується керований випрямляч на тиристорах, то його система керування має забезпечити виконання співвідношення (3). Очевидно, що пасивній ділянці характеристики має відповідати режим роботи некерованого випрямляча за кутом керування тиристорами $\alpha = 0$. На активній ділянці напруга випрямляча задовольняє співвідношенню

$$U_f = U \frac{1 + \cos \alpha}{2},$$

а кут керування має змінюватися за наступним законом

$$\alpha = \arccos [(2/\Delta - 1) U^{-1} - 2 \Delta^{-1} + 1].$$

Слід зазначити, що характер перехідних процесів, у поєднанні з істотним скороченням часу їх протікання на фізичних моделях досить переконливо свідчать на користь реалізації ідеального сильного регулювання. Воно реалізується за умови

$$\frac{dE}{dt} = -gr dt_3$$

Вказаний ефект у даному разі досягається неінерційністю РН у поєднанні з суттєвою крутістю активної ділянки його зовнішньої характеристики (рис. 10).

Зовнішня характеристика РН має достатню крутість активної ділянки регулювання, визначувану $\text{tg } \delta$. Це дозволяє практично точно реалізувати досить високий рівень миттєвого імпульсного форсування збудження й принципово змінити характеристики перехідного процесу генератора.

Не виключено, що в наявному ефекті сильної дії в даному випадку певну роль відіграє й зв'язок за струмом генератора, що реалізується врахуванням спотворення форми його напруги від навантаження. Проте це питання вимагає додаткових досліджень.

Таким чином, завдяки швидкодії РН забезпечується потрібний в перехідних режимах роботи АСРН рівень форсування збудження СГ, що істотно поліпшує характер та якість перехідних процесів.

Однак характеристики РН в значній мірі будуть визначатися можливостями каналу енергетичного забезпечення збудження. Динаміка перехідного процесу гідрогенератора істотно залежить від енергетики збудження, зокрема, від режимів форсування збудження. При цьому існуючі нормативні обмеження у вигляді відомих двох крат для гідрогенераторів є досить умовними. Очевидно, що маються на увазі діючі значення сигналів в обмотці збудження. Оскільки дані обмеження історично відносяться до періоду використання електромашинних збуджувачів в системах збудження гідрогенераторів, то можливо вони відповідали вимогам свого часу. Проте застосування статичних перетворювачів дозволило внести істотні корективи у можливість та практику реалізації збудження синхронних машин, особливо їх

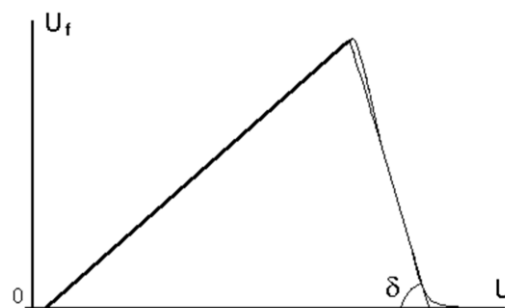


Рис. 10. Вигляд зовнішньої характеристики РН

динамічної складової. Істотною особливістю є їх імпульсна дія на обмотку збудження й можливість реалізації миттєвих значень форсування збудження що істотно перевищують двократні обмеження, забезпечують потрібні зрушення та прискорення в ході перехідного процесу.

Це навіть при нормованих двократних діючих значеннях дозволяє використовувати наявні резерви, підвищувати якісні характеристики перехідних процесів і динамічну ефективність енергетичного перетворювача. Можливе й перевищення зазначених обмежень, яке обґрунтоване критеріями механічної стійкості основних елементів ротора, що також здатне підвищити загальну ефективність системи регулювання напруги. Основним критерієм має бути забезпечення енергетичних потреб збудження гідрогенератора.

Крім того, обмеження струму збудження подвійним номінальним значенням може порушити умови самозбудження, навіть, якщо значення граничної кратності форсування за напругою забезпечує самозбудження при близьких трифазних КЗ. Тому має сенс в разі необхідності збільшувати кратність форсування за струмом вище нормованого подвійного номінального значення. Навіть якщо при цьому доведеться зменшувати тривалість форсування, щоб уникнути перегріву СГ і перетворювача СЗ, основна мета буде досягнута.

Для ефективного керування збудженням СГ необхідне регульоване форсування. Автоматика керування має дозволити визначати необхідні параметри форсування для кожної аварійної ситуації. Регульоване форсування дозволяє у разі близьких КЗ уникнути лавини напруги, а під час аварій, що супроводжуються дефіцитом реактивної потужності, збільшувати час форсування, навіть вище нормованих значень. У таких умовах можливі короточасні перевищення нормованих значень форсування за струмом збудження та ще істотніші перевищення за напругою збудження [6 – 7].

Проте основним стримуючим чинником у даному контексті виступають динамічні характеристики самої системи збудження. Для ефективно реалізації регульованого форсування необхідні відгодна швидкодія і відсутність інерційності каналу керування збудженням. Тому динамічні якості регуляторів збудження в даному контексті набувають першорядного значення, відповідно мають бути неінерційними й потужними.

Зазначений підхід дозволяє досягти суттєвого скорочення часу перехідного процесу синхронного генератора, що на фізичних моделях сягає щонайменше п'яти крат.

Список літератури

1. Глебов И. А. Научные основы проектирования систем возбуждения мощных синхронных машин. – Л.: Наука, 1988. – 332 с.
2. Горев А. А. Переходные процессы синхронной машины. – Л.: Наука, 1985. – 502 с.
3. Пожуев В. И., Радченко В. В. Информационно-энергетическое обеспечение диагностики, контроля и управления в энергетических объектах. Монография. – Запорожье, ЗГИА, 2011. – 182 с.
4. Радченко В. В. Влияние инерционности системы возбуждения на динамические качества гидрогенератора. /Научно-техн. збірник "Гірнична електромеханіка та автоматика" – Д.: РВК ДВНЗ "НГУ". – Вип. 90. – 2013. – С. 119-125.
5. Любарский В. Г. Динамические характеристики АРВ сильного действия и вопросы методики их настройки // Автоматическое регулирование и управление в энергосистемах: Тр. ВЭИ. – М.: Энергия, 1978. Вып. 78. С. 37–60.
6. Гольдштейн М. Е., Пахомов Е. И. Форсировка генераторов, оснащённых тиристорными системами самовозбуждения // Вестник ЮУрГУ, сер. «Энергетика». – 2004. – Вып. 4, № 1. – С. 119–122.
7. Пахомов Е. И. Определение кратности форсировки возбуждения синхронного генератора для предотвращения аварий в энергосистемах XIII Межд. НПК «Современные техника и технологии» – Томск: ТПУ, 2007. С. 88–90.

ГІРНИЧА ЕЛЕКТРОМЕХАНІКА

УДК 622:331.82

Ю.Е. Варченко, канд. техн. наук, Н.О. Мельник, А.О. Авершин

(Україна, м. Стаханов, Стахановський навчально-науковий інститут гірничих та освітніх технологій Українська інженерно-педагогічна академія)

О.Є. Безручко

(Україна, м. Стаханов, ВП «Шахта Вергелівська» ДП «Луганськвугілля»)

ПРОМИСЛОВІ ВИПРОБУВАННЯ СТОПОРНО-ФІКСУЮЧОГО ПРИСТРОЮ СКРЕБКОВОГО КОНВЕЄРА ІЗ ДОДАТКОВИМ ХРАПОВИМ МЕХАНІЗМОМ

Вступ. Експлуатація забійних скребкових конвеєрів пов'язана з періодичним з'єднанням та роз'єднанням їх тягового органа (ТО). Така потреба виникає при проведенні монтажно-демонтажних робіт у лаві зі встановлення-демонтажу конвеєра, нарощуванні-скороченні риштачного ставу або обриві скребкових ланцюгів. Для монтажу-демонтажу ТО його потрібно попередньо натягнути, щоб утворити оперативну слабину ланцюгів, необхідну для їх з'єднання або роз'єднання.

Огляд літературних джерел. Натягування ТО сучасних забійних скребкових конвеєрів здійснюється за допомогою різноманітних способів та пристроїв [1]. Нині найбільшого розповсюдження набув спосіб натягування ТО скребкового конвеєра, в якому робочу гілку тягового органа закріплюють на риштачному ставі недалеко від приводу кінцевим стопорним пристроєм, включають механізм вільного ходу, наприклад, храповий механізм, встановлений на одному з валів редуктора, привід конвеєра реверсують і натягують тяговий орган. При цьому храповий механізм запобігає зворотному руху приводу і розтягнутій ділянці ланцюга під впливом його пружної реакції, дозволяє фіксувати приріст натягу ланцюга, одночасно й слабину ділянки ланцюга між приводом и стопорним пристосуванням, отриманої при кожному включенні приводу. Потім з тягового органа видаляють ділянку, на якій утворилася слабина, і з'єднують кінці тягового органа. Після натягування тягового органа повторним короткочасним включенням привід знімають з храпового механізму [2].

Недоліками даного способу є значні навантаження, що виникають у ланцюгах через послідовне передавання тягового зусилля спочатку по холостій, а потім по робочих гілках тягового органа і пов'язані з цим часті пориви ланцюгів, а також підвищена небезпека робіт, яка виникає через необхідність вручну фіксувати храповим механізмом збільшення натягу ланцюгів. Крім цього, в трансмісії редуктора виникають значні динамічні навантаження із-за розташування на одному з валів храпового механізму, що призводить до відмовлень елементів редуктора, храпового механізму і, як наслідок, до значних втрат часу на ремонт редуктора, травм тощо.

З метою усунення вказаних недоліків співробітниками Стахановського навчально-наукового інституту гірничих та освітніх технологій (СННІГОТ) Української інженерно-педагогічної академії був розроблений спосіб, в якому робочу і холосту гілки тягового органа конвеєра жорстко закріплюють між собою стопорним пристроєм через поздовжній виріз, виконаний у днищі риштака. Це забезпечує зниження рівня неконтрольованих навантажень тягового органа за рахунок одночасного рівномірного розподілу тягових зусиль між паралельно розташованими робочою і порожньою гілками конвеєра до утворення заданого уздовження ланцюгів, яке фіксується додатковим храповим механізмом, розташованим на натяжному риштаку і стопорній скобі [3].

Задача. Задачею досліджень є розробка і шахтні випробування експериментального зразка стопорно-фіксуючого пристрою скребкового конвеєра із додатковим храповим механізмом для визначення його працездатності і перевірки відповідності вимогам експлуатації.

Основна частина. Для реалізації способу натягування тягового органа вибійного скребкового конвеєра [3] співробітниками СННІГОТ був розроблений стопорно-фіксуючий пристрій СФП-3 з додатковим храповим механізмом, який виконаний у вигляді зубчастих рейок із клинчастими зубцями, прикріпленими до днища натягувального риштака вздовж поздовжнього вирізу і направленими вгору, для взаємодії із клинчастими зубцями, закріпленими на опорній плиті стопорної скоби лицем [4].

На рис. 1 наведена конструктивна схема стопорно-фіксуючого пристрою скребкового конвеєра, що містить храповий механізм рейкового типу.

У пристрій входить натяжний риштак 1 і стопорна скоба 2. Риштак 1 з'єднаний болтами з одного боку, з рядовими риштаками 3 става конвеєра, а з іншого – з рамою 4 привідної станції. Стопорна скоба 2 має конструкцію, що містить у собі фіксатори 5 і 6, виконані як одне ціле з горизонтальною перемичкою 7. Фіксатори 5 і 6 у процесі стопоріння взаємодіють зі скребками 8 і 9, відповідно, робочою 10 і холостої 11 гілок тягового органу конвеєра. У вирізі на нижній поверхні скоби 2 установлена опорна плита 12, до якої закріплені лицем клинчасті зубці 13. Опорна плита 12 опирається на днище натягувального риштака 1, що має поздовжній виріз 14, уздовж якого закріплені зубчасті рейки 15, направлені клинчастими зубцями вгору (рис. 1 б). Для забезпечення взаємодії зубців 13 із зубчастими рейками 15, ширина зубців 13 має бути меншою за ширину поздовжнього вирізу 14, що забезпечує також взаємодію нижнього фіксатора 6 зі скребком 9.

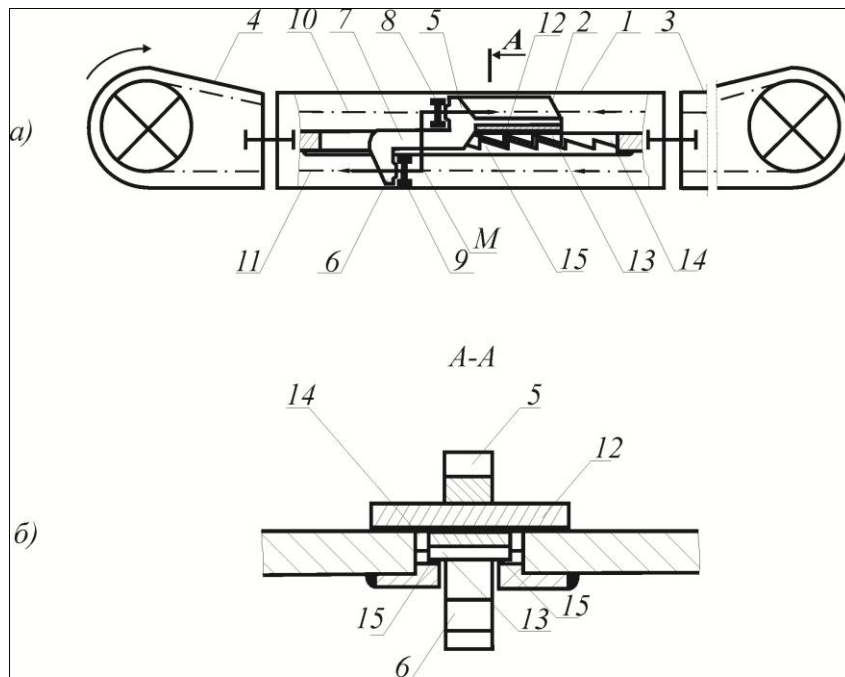


Рис. 1. Схема стопорно-фіксуєчого пристрою скребоквого конвеєра:
а – загальний вигляд; б – розріз по А-А

Пристрій працює в таким чином. Стопорну скобу 2 установлюють на риштаку 1 конвеєра так, щоб зуби 13 увійшли в профіль зубців зубчастих рейок 15, перемичка 7 пройшла крізь виріз 14, а фіксатор 6 виявився перед скребком 9. При включенні приводу конвеєра в напрямку, зазначеному на рис. 2 стрілкою, скребок 8 набігає на перемичку 7 скоби 2, а скребок 9, що переміщається в зазначеному напрямку, набігає на фіксатор 6. У результаті взаємодії фіксаторів 5 і 6 зі скребками 8 і 9 на перемичку 7 діє крутильний момент М.

Під впливом моменту М зубці 13 притискаються до зубчастих рейок 15, а плита 12 опирається на зовнішню поверхню риштака 1 і запобігає деформації рейок 15 і перекиданню перемички 2 у вирізі 14. Подальше переміщення скребків 8 і 9 відбувається разом зі скобою 2 у напрямку обертання приводу, при цьому, завдяки пружній дії крутильного моменту М, скошені поверхні зубців 13 сковзають по скошеній поверхні зубчастих рейок 15. Переміщення скоби 2 у зворотному напрямку обмежується вертикальними поверхнями зубців 13, які взаємодіють із вертикальними поверхнями зубчастих рейок 15.

У результаті накладення на скребки 8 і 9 твердого зв'язку обидві гілки тягового органу, робоча 10 і холоста 11, подовжуються приводом в одному напрямку, а отримане подовження фіксується клинчастими зубцями, розташованими на горизонтальній плиті 7 стопорної скоби 2 і зубчастих рейках 15 натягувального риштака 1.

Після закінчення процесу монтажного натягування тягового органу необхідно короткочасно реверсувати привід. При цьому скребки 8 і 9 виходять із взаємодії з фіксаторами 5 і 6, після чого стопорну скобу 2 можна зняти з риштачного става конвеєра, а поздовжній виріз закрити кришкою.

Використання храпового механізму на натяжному риштаку зменшує динамічні й статичні навантаження в трансмісії конвеєра.

Отже, застосування стопорно-фіксуєчого пристрою, що містить храповий механізм, дозволяє підвищити надійність скребоквого конвеєра й виконувати в безпечному режимі монтажне натягування тяго-

вого органа із з'єднанням або роз'єднанням, видаленням зайвих або встановленням додаткових ланок ланцюга.

Для визначення якісних характеристик розробленої конструкції СФП-3 в експлуатаційних умовах проведені його промислові випробування. Промислові випробування й дослідження проводилися на реальному зразку забійного скребкового конвеєра СП250 під впливом реальних навантажень, що виникають у трансмісії й ТО конвеєра при монтажному натягуванні скребкового ланцюга.

Проведення промислових випробувань проводилося у два етапи. На першому етапі розроблялася технічна документація з експлуатації пристрою СФП-3. На другому здійснювалася підготовка гірників до експлуатації пристрою в шахті, виконувався монтаж в очисному вибої пологого тонкого пласта, проводилися випробування й робилася оцінка працездатності та безпеки експлуатації.

З метою уточнення технічних вимог до конструкції пристрою СФП-3 програмою промислових випробувань передбачене проведення досліджень процесу монтажного натягу ТО скребкового конвеєра приводом. Усі операції з натягуванням ТО супроводжувалися хронометражними спостереженнями із занесенням результатів в «Журнал спостережень».

Програмою випробувань експериментального зразка СФП-3 ТО забійного скребкового конвеєра передбачаються:

мета випробувань пристрою СФП-3 – визначення його працездатності, перевірка відповідності вимогам технічної документації;

об'єкт досліджень – стопорна скоба й натяжний риштак СФП-3 із додатковим храповим механізмом;

призначення пристрою СФП-3 – призначено для натягу ТО забійних скребкових конвеєрів з ланцюгами, розташованими в напрямних риштачного ставу;

завдання досліджень – у ході експерименту передбачається встановити міцнісні якості стопорної скоби і натяжного риштака із додатковим храповим механізмом, безпеку їхньої експлуатації.

Промислові випробування СФП-3 були проведені на ВП «Шахта Вергелівська» ДП «Луганськвугілля». Пристрій СФП-3 було включено до складу забійного скребкового конвеєра типу СП250, встановленого в очисному вибої другої Західної лави пласта l_5 гор. 490 м. На момент випробувань довжина лави складала 200 м, кут падіння пласта 7 град., потужність пласта коливалася в межах 0,8 – 0,9 м. Приводна станція забійного конвеєра була винесена за межі конвеєрних уклонів та обладнана двома двигунами потужністю по 55 кВт.

Вибір місця промислових випробувань СФП-3 проводився відповідно до протоколу, затвердженого головним інженером ВП «Шахта Вергелівська» ДП «Луганськвугілля».

Як ми вже відзначали раніше, методикою випробувань передбачалося оцінювання ефективності роботи пристрою СФП-3 при монтажному натягу ТО скребкового конвеєра приводом; збору даних щодо працездатності й експлуатаційної надійності СФП-3; оцінка ступеня підвищення безпеки експлуатації системи «скребковий конвеєр-стопорне пристосування-храповий механізм».

При випробуваннях передбачалося також проведення вимірів величини пружної деформації ТО й переміщення стопорної скоби у поздовжньому вирізі натяжного риштака.

СФП-3 перебув в експлуатації понад 3-х місяців і після випробувань залишився на ВП «Шахта Вергелівська» ДП «Луганськвугілля» для подальшої експлуатації й накопичення даних про надійність і безпеку роботи.

Проведені випробування показали, що пристрій СФП-3 із додатковим храповим механізмом, побудований за принципом взаємного замикання робочої й холостої гілок ТО у вертикальній площині, успішно забезпечує виконання монтажного натягування скребкового ланцюга й легко вписується в конструкцію забійного конвеєра.

За результатами випробувань встановлено, що пристрій СФП-3 повністю виконав покладені на нього функції.

За своїми параметрами СФП-3 відповідає технічній характеристиці натягувальних пристроїв забійних скребкових конвеєрів і відповідає сучасним вимогам, пропонованим до них.

При натягуванні ТО конвеєра пристроєм СФП-3 у період шахтних випробувань не було зафіксовано випадків виходу з ладу елементів пристрою, а також випадків пориву ланцюга.

Пристрій забезпечував надійну фіксацію ТО скребкового конвеєра.

Час з'єднання-роз'єднання ланцюга склав 5 – 10 хв.

Час підготовки пристрою СФП-3 до роботи становив 5 – 10 хв.

Пристрій СФП-3 не перешкоджає роботі конвеєра в міжремонтний період, тому що поздовжній паз натяжного риштака закритий на цей час запобіжними кришками.

Висновки

У порівнянні зі стопорними кінцевими пристосуваннями, що випускаються серійно, застосовуваними при монтажному натягуванні ТО забійних скребкових конвеєрів типу СП або СПЦ для стопоріння робочої гілки, СФП-3 забезпечує:

- рівномірний розподіл розтяжного зусилля між гілками ТО, що знижує ймовірність пориву ланцюга в процесі його натягу;

- додатковий храповий механізм дозволяє знизити динамічні й статичні навантаження на трансмісію редуктора конвеєра, що дозволяє підвищити безпеку проведення робіт, строк служби елементів трансмісії та зменшити витрати на ремонтні роботи.

У цілому рішенням приймальної комісії було встановлено, що стопорно-фіксуючий пристрій СФП-3 задовольняє вимогам експлуатації забійного скребкового конвеєра типу СП250. При цьому пристрій СФП-3 було рекомендовано до серійного виробництва.

Список літератури

1. Варченко Ю. Э. Натяжные устройства тягового органа скребковых конвейеров. / Ю.Э. Варченко// Уголь Украины. – 1999. – №9. – С. 33- 35.
2. Штокман И. Г. Расчет и конструирование горных транспортных машин и комплексов под общ. ред. проф. И.Г. Штокмана. М. / И.Г. Штокман, П.М. Кондрахин, В.Н. Маценко // «Недра». – 1975. – С. 117 – 118.
3. Варченко Ю.Е. Спосіб монтажного натягування тягового органа скребкового конвеєра електроприводом / Ю.Е. Варченко, Мельник Н.О.; Патент України №81572, Бюл. №13, 10.07.2013
4. Пристрій для фіксації ланцюга скребкового конвеєра / Ю.Е. Варченко, Н.О. Авершина, О.М. Іваненко, Н.Ю. Варченко. / Патент України №58219, Бюл. №7, 11.04.2011

Рекомендовано до друку: д-ром техн. наук, проф. Алексєєнко С.Ф.

УДК 622.625.28

А.Г. Мона, канд. техн. наук

(Україна, Днепропетровск, Национальная металлургическая академия Украины)

ТОРМОЖЕНИЕ ШАХТНОГО ЛОКОМОТИВА НА ЗАТЯЖНОМ УКЛОНЕ ПРИ ПУЛЬСИРУЮЩЕМ ТОРМОЗНОМ МОМЕНТЕ

Реализуемая сила торможения и динамика привода шахтного локомотива при торможении определяются в первую очередь сцеплением колес с рельсами. Тормозная сила под воздействием статических и динамических факторов, имеющих место при торможении локомотива, носит статистический характер и возникает в результате фрикционного взаимодействия колеса и рельса [1].

С момента появления первых локомотивов проводились многочисленные исследования, направленные на изучение сцепления колеса с рельсом как физического явления, вводились гипотезы формирования силы сцепления в различных эксплуатационных условиях. С учетом влияния на величину силы сцепления состояния поверхностей фрикционной пары, физических свойств материалов, скорости движения, геометрии бандажа колес и профиля пути, нормальной нагрузки определялись средние значения коэффициента сцепления, которые использовались для эксплуатационных расчетов. Детально изучалось влияние параметров ходовой части и свойств подвески шахтного локомотива на силу сцепления и тормозные характеристики [2].

В работе [3] предложено улучшить тягово-тормозные характеристики шахтного локомотива за счет применения упругого буксового узла, включающего резинометаллические элементы. В работе [4] разработана и апробирована математическая модель торможения шахтного локомотива дисковым тормозом на прямолинейном горизонтальном участке рельсового пути, описывающая вынужденные колебания элементов колесно-моторного блока, с учетом нелинейной характеристики взаимодействия фрикционной пары колесо-рельс. В работе [5] описано исследование процесса торможения шахтного локомотива на горизонтальном рельсовом пути дисковым тормозом, создающим пульсирующий тормозной момент на оси колесной пары, с целью реализации максимально возможного коэффициента сцепления колес с рельсами, даны рекомендации по аналитическому выбору тормозного момента для различных состояний рельсового пути, предложены конструктивные концептуальные решения по изготовлению дискового тормоза, создающего пульсирующий тормозной момент.

Цель статьи – разработать математическую модель и исследовать процесс торможения шахтного локомотива дисковым тормозом на затяжном уклоне при пульсирующем тормозном моменте.

Вынужденные колебания колесно-моторного блока шахтного локомотива в процессе торможения на прямолинейном участке рельсового пути, имеющем уклон, дисковым тормозом с учетом нелинейной характеристики взаимодействия фрикционной пары колесо-рельс могут быть описаны системой шести дифференциальных уравнений второго порядка

$$\left. \begin{aligned}
 (m_c/4 - m_3 - m_4) \ddot{y} &= - \left[C_{y3}(y - y_3) + \beta_{y3}(\dot{y} - \dot{y}_3) + \right. \\
 &\quad \left. + C_{y4}(y - y_4) + \beta_{y4}(\dot{y} - \dot{y}_4) + (m_c/4 - m_3 - m_4)g \sin \beta \right], \\
 m_3 \ddot{y}_3 &= C_{y3}(y - y_3) + \beta_{y3}(\dot{y} - \dot{y}_3) + F_3(S_3) - m_3 g \sin \beta, \\
 m_4 \ddot{y}_4 &= C_{y4}(y - y_4) + \beta_{y4}(\dot{y} - \dot{y}_4) + F_4(S_4) - m_4 g \sin \beta, \\
 I_3 \ddot{\phi}_3 &= - \left[C_{\phi3}(\phi_3 - \phi_2) + \beta_{\phi3}(\dot{\phi}_3 - \dot{\phi}_2) + rF_3(S_3) \right], \\
 I_4 \ddot{\phi}_4 &= - \left[C_{\phi4}(\phi_4 - \phi_2) + \beta_{\phi4}(\dot{\phi}_4 - \dot{\phi}_2) + rF_4(S_4) \right], \\
 I_2 \ddot{\phi}_2 &= C_{\phi3}(\phi_3 - \phi_2) + \beta_{\phi3}(\dot{\phi}_3 - \dot{\phi}_2) + C_{\phi4}(\phi_4 - \phi_2) + \\
 &\quad + \beta_{\phi4}(\dot{\phi}_4 - \dot{\phi}_2) - u M'_T / 2,
 \end{aligned} \right\} \quad (1)$$

где m_c – масса состава; m_3, m_4 – приведенные массы соответствующих колес; y, y_3, y_4 – линейные перемещения локомотива и соответствующих колес; $\dot{y}, \dot{y}_3, \dot{y}_4$ – линейные скорости; $\ddot{y}, \ddot{y}_3, \ddot{y}_4$ – линейные ускорения; C_{y3}, C_{y4} – коэффициенты жесткости соответствующих упругих элементов; β_{y3}, β_{y4} – коэффициенты вязкого внутреннего сопротивления соответствующих упругих элементов; $C_{\phi3}, C_{\phi4}$ – коэффициенты жесткости соответствующих полуосей колесно-моторного блока; $\beta_{\phi3}, \beta_{\phi4}$ – коэффициенты вязкого внутреннего сопротивления соответствующих полуосей колесно-моторного блока; β – угол наклона пути (положительный при движении на подъем и отрицательный при движении на спуск); $F_3 = \psi_3(S_3)(m_{л}g/8) \cos \beta$, $F_4 = \psi_4(S_4)(m_{л}g/8) \cos \beta$ – силы сцепления соответствующих колес; ψ_3, ψ_4 – коэффициенты сцепления соответствующих колес; S_3, S_4 – относительные скольжения соответствующих колес; $m_{л}$ – масса локомотива; g – ускорение свободного падения; I_2 – приведенный момент инерции редуктора, дискового тормоза и двигателя относительно оси колесной пары, соответствующий одной колесной паре (зависит от места расположения дискового тормоза); I_3, I_4 – приведенные моменты инерции соответствующих колес относительно оси колесной пары; ϕ_2, ϕ_3, ϕ_4 – угловые координаты выходного вала редуктора и соответствующих колес; $\dot{\phi}_2, \dot{\phi}_3, \dot{\phi}_4$ – угловые скорости; $\ddot{\phi}_2, \ddot{\phi}_3, \ddot{\phi}_4$ – угловые ускорения; r – радиус круга катания колес; M_T – момент торможения на выходном валу редуктора (в случае расположения дискового тормоза на валу двигателя $M_T = u M'_T / 2$, где u – передаточное число редуктора; M'_T – момент торможения на валу двигателя).

Коэффициенты сцепления колес с рельсами ψ_3 и ψ_4 являются функциями относительных скольжений соответствующих колес и находятся по формуле [6]

$$\psi = k_1 \left[\operatorname{th}(k_2 S) - k_3 S + k_4 S^3 \right]. \quad (2)$$

Относительные скольжения в любой момент времени могут быть определены по формулам

$$S_3 = (\dot{\phi}_3 r - \dot{y}_3) / \dot{y}_3, \quad S_4 = (\dot{\phi}_4 r - \dot{y}_4) / \dot{y}_4. \quad (3)$$

При малых углах наклона пути ($|\beta| \leq 5^\circ$)

$$\sin \beta \approx \operatorname{tg} \beta = \frac{i}{1000},$$

где i – уклон пути (положительный при движении на подъем и отрицательный при движении на спуск).

Найдем максимальное абсолютное значение синуса угла наклона пути, при котором температура рабочей поверхности тормозного диска не превысит допустимое значение T_d (по условиям работы фрикционной пары) после того, как локомотив, двигаясь на спуск с выключенными двигателями, прой-

дет путь y с постоянной скоростью v при заданной массе состава. Будем полагать, что из тормозных средств задействован только дисковый тормоз каждой приводной тележки.

На первом этапе задача сводится к определению максимального осевого усилия N_{\max} , при котором через промежуток времени $t = y/v$ температура поверхности трения тормозного диска, вращающегося с постоянной угловой скоростью $\omega = (v/r)u$, при начальной температуре $T_n = 25$ °С не превысит T_d . Для этого воспользуемся формулой [7]

$$T_{1,2} = \theta_{1,2}(T_d - T_n) + T_n, \quad (4)$$

где $T_{1,2}$ – температура на поверхности трения (здесь и далее индекс 1 относится к диску, 2 – к фрикционным накладкам); $\theta_{1,2}$ – безразмерная температура.

Безразмерная температура в свою очередь находится по формуле [7]

$$\theta_{1,2}(\rho, 0, Fo) = \frac{2\pi Bi_{1,2}}{Bi_{1,2}^2 + 1} \sum_{n=1}^{\infty} \frac{V_{0,1,2}(v_n \rho) (2 + \pi \rho_1 V_{0,1,2}(\rho_1 v_n))}{v_n (4 - \pi^2 \rho_1^2 V_{0,1,2}(\rho_1 v_n))} \times \int_0^{Fo} Ki(Fo - \tau) \varphi_{1,2}(v_n, \tau) d\tau, \quad (5)$$

где $\rho = r/R_2$ – безразмерный радиус; r – текущий радиус; R_2 – внешний радиус диска; $Fo = a_1 t/R_2^2$ – критерий Фурье (безразмерное время); $a_{1,2} = \lambda_{1,2}/c_{1,2} \gamma_{1,2}$ – коэффициенты температуропроводности; λ_1, λ_2 – коэффициенты теплопроводности; c_1, c_2 – удельные теплоемкости; γ_1, γ_2 – плотности; t – текущее время; $Bi_{1,2} = (\sigma_{1,2}/\lambda_{1,2}) R_2$ – критерий Био; σ_1, σ_2 – коэффициенты теплоотдачи, учитывающие конкретные условия процесса теплоотдачи; $V_{0,1,2}(v_n \rho) = (Bi_{1,2} Y_0(v_n) - v_n Y_1(v_n)) J_0(v_n \rho) + (v_n J_1(v_n) - Bi_{1,2} J_0(v_n)) Y_0(v_n \rho)$ – ядро конечного интегрального преобразования Ханкеля; v_n – собственные числа; J_0, Y_0 – функции Бесселя соответственно первого и второго рода нулевого порядка; J_1, Y_1 – функции Бесселя соответственно первого и второго рода первого порядка; $\rho_1 = R_1/R_2$; R_1 – внутренний радиус диска; $Ki = \frac{q(t) R_2}{(T_d - T_n) \lambda_1}$ – критерий Кир-

пичева; $q(t) = \frac{M_T \omega}{t_T F} \int_0^t \left(1 - \frac{\tau}{t_T}\right) d\tau$ – тепловой поток; $M_T = \mu N_{\max} R_3$ – тормозной момент, возникающий в дисковом тормозе; μ – коэффициент трения для пары материалов диска и фрикционной накладки;

$R_3 = \frac{2}{3} \frac{R_2^3 - R_1^3}{R_2^2 - R_1^2} \frac{\alpha}{\sqrt{2(1 - \cos \alpha)}}$ – эквивалентный радиус трения; α – центральный угол кольцевого сектора фрикционной накладки; t_T – время торможения; $F = \alpha (R_2^2 - R_1^2) / 2$ – площадь контакта;

$$\varphi_1 = \alpha_{\text{тп}} \kappa e^{-v_n^2 Fo} \left(\frac{1}{\sqrt{\pi Fo}} - (1 - \kappa) Bi_1 e^{\kappa^2 Bi_1^2 Fo} \operatorname{erfc}((1 - \kappa) Bi_1 \sqrt{Fo}) \right); \quad \varphi_2 = \frac{(1 - \alpha_{\text{тп}}) \sqrt{a} e^{-a v_n^2 Fo}}{\lambda \sqrt{\pi Fo}};$$

$\alpha_{\text{тп}} = \sqrt{\lambda_1 c_1 \gamma_1} / (\sqrt{\lambda_1 c_1 \gamma_1} + \sqrt{\lambda_2 c_2 \gamma_2})$ – коэффициент распределения тепловых потоков, показывающий какая часть генерируемого при трении тепла отводится в тормозной диск; $\kappa = \alpha/2\pi$;

$$\operatorname{erfc} x = \frac{2}{\sqrt{\pi}} \int_x^{\infty} e^{-\tau^2} d\tau = 1 - \operatorname{erf} x; \quad \operatorname{erf} x = \frac{2}{\sqrt{\pi}} \int_0^x e^{-\tau^2} d\tau$$
 – интеграл вероятностей; $a = a_2/a_1$; $\lambda = \lambda_2/\lambda_1$.

Далее, подставим в систему дифференциальных уравнений (1) значение тормозного момента M'_T , соответствующее N_{\max} . Для дискового тормоза с многосекторным диском используем формулу

$$M'_T = \frac{2}{u} (M_0 - A \sin(\alpha \varphi_2)) = M'_0 - A' \sin(\alpha' \varphi_1) =$$

$$= M'_0 \left(1 - A^* \sin(\alpha' \varphi_1) \right) = M'_0 \left(1 - \frac{\mu_1 - \mu_2}{\mu_1 + \mu_2} \sin(\alpha' \varphi_1) \right) \quad (\mu_1 > \mu_2),$$

(6)

где M_0 – постоянная составляющая момента торможения на оси колесной пары; A – амплитуда колебаний переменной составляющей момента торможения на оси колесной пары; α – число периодов синусоиды за один оборот колесной пары; $M'_0 = 2M_0/u$ – постоянная составляющая момента торможения на валу двигателя; $A' = 2A/u$ – амплитуда колебаний переменной составляющей момента торможения на валу двигателя; $\alpha' = \alpha/u$ – число периодов синусоиды за один оборот вала двигателя; μ_1, μ_2 – коэффициенты трения для двух пар материалов диска и фрикционных накладок.

Система дифференциальных уравнений (1) с учетом формул (2), (3), (6) является нелинейной, так как неизвестные функции входят в нее нелинейно. Она представляет собой математическую модель торможения шахтного локомотива дисковым тормозом на затяжном уклоне при нелинейном тормозном моменте. Проинтегрировав систему (1) с учетом формул (2), (3), (6), найдем значение синуса угла наклона пути β , при котором скорость локомотива останется постоянной.

Расчеты проведем при приведенных ниже параметрах дисковых тормозов с однородным и многосекторным тормозными дисками. Дисковый тормоз с однородным диском: материал диска – сталь 45 НВ 415; материал фрикционных накладок – 6КХ-1; внутренний радиус рабочей зоны диска $R_1 = 9,3 \cdot 10^{-2}$ м; внешний радиус рабочей зоны диска $R_2 = 1,7 \cdot 10^{-1}$ м; толщина диска $2b_1 = 2,5 \cdot 10^{-2}$ м; форма фрикционных накладок – в виде кольцевого сектора с центральным углом $\alpha = \pi/4$; толщина фрикционных накладок $2b_2 = 1,1 \cdot 10^{-2}$ м. Дисковый тормоз с многосекторным диском: количество секторов тормозного диска, выполненных поочередно из стали 45 НВ 415 и серого чугуна СЧ 15-32 НВ 200, – восемь; материал фрикционных накладок – 6КХ-1; внутренний радиус рабочей зоны диска $R_1 = 9,3 \cdot 10^{-2}$ м; внешний радиус рабочей зоны диска $R_2 = 1,8 \cdot 10^{-1}$ м; толщина диска $2b_1 = 2,5 \cdot 10^{-2}$ м; форма фрикционных накладок – в виде кольцевого сектора с центральным углом $\alpha = \pi/4$; толщина фрикционных накладок $2b_2 = 1,1 \cdot 10^{-2}$ м.

Расчет максимального осевого усилия N_{\max} для многосекторного тормозного диска будем проводить в предположении, что диск не разбит на секторы и изготовлен либо из стали 45 НВ 415, либо из серого чугуна СЧ 15-32 НВ 200. В качестве расчетного примем меньшее из полученных значений.

При выбранных параметрах дискового тормоза с однородным диском, массе состава $m_c = 5 \cdot 10^4$ кг, пути $y = 1000$ м, скорости $v = 3$ м/с и рельсах, покрытых жидкой угольной грязью, получим $|\sin \beta| = 0,0139$, что соответствует $|i| \approx 13,9\%$. При выбранных параметрах дискового тормоза с многосекторным диском и тех же исходных данных $|\sin \beta| = 0,0152$, что соответствует $|i| \approx 15,2\%$.

Следует отметить, что при других состояниях рельсового пути мы получим приблизительно такие же значения уклона пути, но относительное скольжение колес по рельсам будет отличаться.

Выводы

1. На основе разработанной математической модели выполнен сравнительный анализ торможения шахтного локомотива на затяжном уклоне дисковым тормозом, создающим на оси колесной пары постоянный и пульсирующий синусоидальный тормозные моменты.

2. Установлено, что при выбранных параметрах дискового тормоза с многосекторным диском максимальное абсолютное значение уклона пути, при котором температура рабочей поверхности тормозного диска не превысит допустимое значение во время затяжного пуска для заданных длины пути, скорости и массы состава, будет больше, чем при выбранных параметрах дискового тормоза с однородным диском. Например, при длине пути 1000 м, скорости локомотива 3 м/с и массе состава $5 \cdot 10^4$ кг разность уклонов равна 1,3%, что составляет 9,35% от максимального абсолютного значения уклона, соответствующего дисковому тормозу с однородным диском.

Список литературы

1. Проців В.В. Формування динамічної моделі шахтного шарнірно-зчленованого локомотива, що рухається в режимі гальмування [Текст] / В.В. Проців // Наук. вісн. НГУ. – 2009. – № 4. – С. 76–83.

2. Таран І.А. Математическа модель руху рудничного локомотива в умовах гальмування [Текст] / І.А. Таран // Вибрації в техніці та технологіях. – 1999. – № 3 (12). – С. 47–49.
 3. Дерюгін О.В. Динамічна модель шахтного локомотива з еластично-в'язкими продольними зв'язками в ходовій частині [Текст] / О.В. Дерюгін // Металургічна та гірничорудна промисловість. – 1998. – №3. – С. 92–93.
 4. Сердюк А.А. Розробка математическої моделі гальмування шахтного локомотива дисковим гальмом [Текст] / А.А. Сердюк, А.Г. Моця // Гірничя електромеханіка та автоматика: Наук.-техн. зб. – Дніпропетровськ: НГУ, 2002. – Вип. 69. – С. 127–132.
 5. Моця А.Г. Вибір раціональних параметрів дискового гальма шахтного локомотива з багатосекторним гальмівним диском [Текст] / А.Г. Моця // Гірн. електромеханіка та автоматика: наук.-техн. зб. – 2003. – Вип. 71. – С. 75–82.
 6. Проців В.В. Експериментальне визначення характеристик сцеплення шахтного локомотива в режимі гальмування [Текст] / В.В. Проців, А.Г. Моця // Геотехн. механіка: міжвід. зб. наук. праць. – 2002. – Вип. 40. – С. 231–236.
 7. Моця А.Г. Інтегрування диференціального рівняння теплопровідності для визначення теплової навантаженості дискового гальма шахтного локомотива [Текст] / А.Г. Моця // Наук. вісн. НГУ. – 2012. – № 3. – С. 86–91.
- Рекомендовано до друку: д-ром техн. наук., проф. Шкрабцем Ф.П.*

УДК 629.038:629.075:681.5.03

*А.А.Самойленко, Д.В.Ципленков, канд.-ти техн. наук
(Україна, Дніпропетровськ, Державний ВНЗ "Національний гірничий університет")*

ЕФЕКТИВНЕ ДЕМПФІРУВАННЯ КОЛИВАНЬ В РОЗГАЛУЖЕНИХ ЕЛЕКТРОМЕХАНІЧНИХ СИЛОВИХ СИСТЕМАХ ГІБРИДНИХ ТРАНСПОРТНИХ ЗАСОБІВ ГІРНИЧОЇ ПРОМИСЛОВОСТІ

Вступ. Демпфірування пружних коливань в розгалужених електромеханічних системах потужних гібридних транспортних засобах (ГТЗ) підвищує надійність та безпеку руху при зменшенні зносу силового обладнання. ГТЗ мають значну перспективу в гірничій галузі, тому слід привертати особливу увагу розробці новітніх законів руху, що забезпечують зменшення динамічних навантажень, особливо в розгалужених електромеханічних системах зі слабким або відсутнім демпфіруванням (рис.1). Найбільш розповсюдженими та найбільш ефективними є закони, що ґрунтуються на обмеженні другої похідної швидкості [1 – 6]. Наприклад, закони керування, які обмежують ривок, забезпечують покращання динаміки електромеханічних систем швидкохідних ліфтів і шахтних підйомних установок (ШПУ), отже на ГТЗ слід скористатися певним досвідом систем підйому.

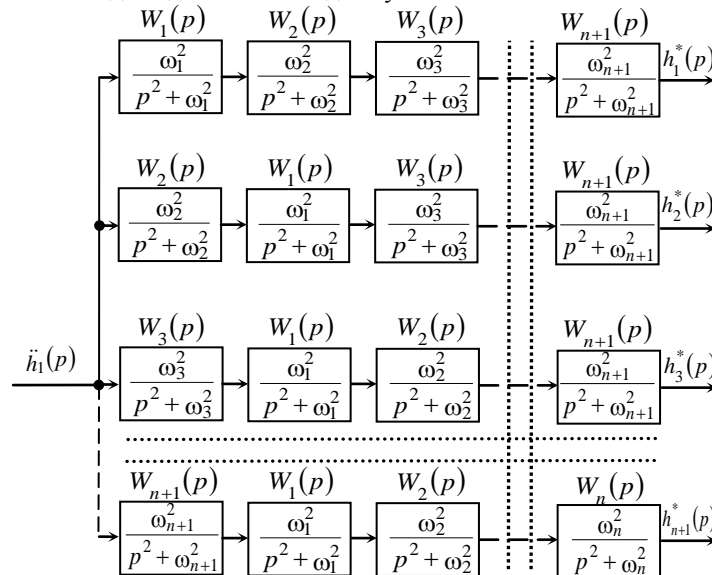


Рис. 1. Спрощена структурна схема розгалуженої електромеханічної системи зі слабким або відсутнім демпфіруванням

Огляд стану питання. Вперше на необхідність обмеження ривку було звернено увагу при експлуатації швидкохідних ліфтів [1], де було встановлено, що обмеження ривку запобігає негативним впливам на людину, але, як з'ясувалось, також обмеження ривку позитивно відбивається на динаміці підйомальних канатів.

Обмежувати ривок на ШПУ вперше запропоновано в роботі [2], де згладжування по параболі переходів при трьохперіодній діаграмі швидкості та довжині періоду згладжування, який дорівнює 10 % від загального періоду зміни швидкості, забезпечує зниження динамічних навантажень в електромеханічній системі ШПУ. Такий закон обмеження ривку не враховує параметри об'єкту керування та не забезпечує демпфірування основної (найменшої) частоти коливань електромеханічної системи ШПУ в кінці періоду зміни прискорення (швидкості). Проте в роботах [3 – 5] також вважається за доцільне обмежувати другу похідну швидкості.

Найбільшу популярність в шахтному підйомі набув закон керування розглянутий в роботі [6], де було запропоновано трапецеїдальний закон зміни прискорення (лінійний закон керування), що забезпечує демпфірування основної частоти коливань електромеханічної системи ШПУ, за наступною умовою довжини періоду (t_0) обмеження прискорення барабану:

$$t_0 = \frac{2\pi k}{\omega_C}, \quad (1)$$

де ω_C – основна (найменша) власна частота коливань пружної системи, рад/с; $k = 1, 2, 3, \dots$

Слід зазначити, що закон (1) забезпечує демпфірування низькочастотних коливань обох судин ШПУ за умов, що найменші власні частоти (тони) коливань кожної вітки підіймальної установки кратні одна одній. Однак в основних типово-технологічних режимах роботи ШПУ така умова не виконується.

В [7] запропоновані різноманітні закони керування ШПУ, що забезпечують мінімізацію перерегулювання прискорення барабану. Закони керування [7] базуються на інформації про основні (та кратних їм) власні частоти коливань електромеханічної системи та дозволяють забезпечити їх демпфірування.

Мега роботи – покращення динамічних характеристик електромеханічних систем ГТЗ за рахунок демпфірування n-гармонійного складу коливань системи.

Постановка задачі. З метою покращання динаміки електромеханічних систем ГТЗ розробити спосіб демпфірування певного n-гармонійного складу коливань.

Матеріали дослідження. Згідно досліджень [7], формоутворення сигналу керування за трьома тонами коливань в загальному випадку можна розрахувати за виразами:

$$\ddot{h}_1(t) = \frac{1}{4} \left\{ f(t) + f\left(t - \frac{\tau_1}{2}\right) + f\left(t - \frac{\tau_2}{2}\right) + f\left(t - \frac{\tau_1}{2} - \frac{\tau_2}{2}\right) \right\};$$

$$\dot{h}_{1max} = f_{max}(t)\tau_0; \quad \dot{h}_1(t) = \int_t^{t+\tau_n} \ddot{h}_1(t) dt; \quad h_1(t) = \int_t^{t+\tau_n} \dot{h}_1(t) dt, \quad (2)$$

де \dot{h}_1 , \ddot{h}_1 , \dddot{h}_1 – завдання на швидкість, прискорення та ривок основного рушійного органу, відповідно, м/с, м/с², м/с³; $f(t)$ – імпульсна функція (довжина імпульсу τ_0 , максимальне значення $f_{max} = \frac{\dot{h}_{1max}}{\tau_0}$);

t_n - час досягнення номінальної (максимальної) швидкості, с; τ_1 , τ_2 – відповідно основний період (тон) коливань електромеханічної системи на момент збільшення та зменшення прискорення основного рушійного органу ГТЗ, с.

Причому час збільшення (зменшення) прискорення (зусилля) визначається

$$\tau_n = \frac{\tau_1}{2} + \frac{\tau_2}{2} + \tau_0.$$

Розглянуті в [7] закони керування забезпечують демпфірування коливань (прискорення, зусиль, моменту та швидкості) шахтної підйомної установки в кінці зміни прискорення барабану наступних тонів:

$\frac{\tau_0}{k_1}$; $\frac{\tau_1}{k_2}$; $\frac{\tau_2}{k_2}$, де $k_1 = 1, 2, 3, \dots$ – цілі невід'ємні числа; $k_2 = 1, 3, 5, \dots$ – цілі непарні невід'ємні числа. У

випадку, коли $\frac{\tau_2}{2} + \tau_0 < \frac{\tau_1}{2}$ забезпечується більший темп розгону в порівнянні з лінійним законом керування (1) та навпаки.

Таким чином в [7] було сформульовано правило формування сигналу керування за трьома основними власними частотами (тонами) коливань електромеханічної системи, причому дія цього закону керування на кратні частоти є побічною дією.

Тобто, за таким принципом можна сформулювати керуючий вплив в системі автоматичного керування (САК), який забезпечив би демпфірування будь-яких n -гармонійних складових. Для цього сигнал завдання на керування (рис. 2) необхідно формувати відповідно до виразів (2), причому функція завдання на ривок $\ddot{h}_1(t)$ визначається:

$$\begin{aligned} \ddot{h}_1(t) = & \frac{1}{2^n} \left\{ f(t) + f\left(t - \frac{1}{2} A_{21} \tau_1 - \frac{1}{2} A_{22} \tau_2 - \dots - \frac{1}{2} A_{2n} \tau_n\right) + \right. \\ & + f\left(t - \frac{1}{2} A_{31} \tau_1 - \frac{1}{2} A_{32} \tau_2 - \dots - \frac{1}{2} A_{3n} \tau_n\right) + \dots \\ & \left. \dots + f\left(t - \frac{1}{2} A_{2n1} \tau_1 - \frac{1}{2} A_{2n2} \tau_2 - \dots - \frac{1}{2} A_{2nn} \tau_n\right) \right\}, \end{aligned} \quad (3)$$

$$\text{де } A_{i,j} = \begin{cases} 1, \text{ якщо } i = N \frac{2^j}{2} + k; \\ 0, \text{ якщо } i \neq N \frac{2^j}{2} + k; \end{cases}$$

$$i = 1 \dots 2^n; \quad j = 1 \dots n; \quad k = 1 \dots \frac{2^j}{2}; \quad N = 1, 3, 5, \dots - \text{цілі непарні невід'ємні числа.}$$

За умов (3), САК забезпечує демпфірування коливань за наступними тонами: $\frac{\tau_0}{k_1}; \frac{\tau_1}{k_2}; \frac{\tau_2}{k_2}; \frac{\tau_3}{k_2}; \dots;$

$\frac{\tau_N}{k_2}$, де $k_1 = 1, 2, 3, \dots -$ цілі невід'ємні числа; $k_2 = 1, 3, 5, \dots -$ цілі непарні невід'ємні числа.

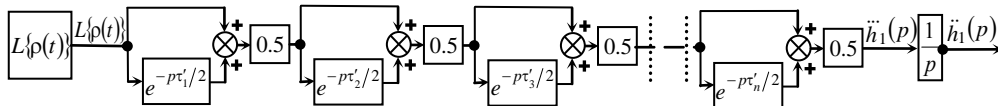


Рис.2. Структурна схема формування сигналу керування для замкненої САК при n -гармонійному керуванні ГТЗ

Висновки. Синтезовані закони програмного керування електроприводом ГТЗ можна використовувати для зменшення динамічних навантажень в слабодемпфированих електромеханічних системах, що мають певну кількість резонансних частот, як кратних так і не кратних основній (найменшій).

На підставі проведених досліджень необхідно відзначити:

– сигнал керування з використанням функції ривка, що визначений за (3), забезпечує демпфірування прискорень (швидкостей) на виході будь-якої ланки $\{W_1(p) - W_{n+1}(p)\}$ відповідно до рис. 1;

– якщо електромеханічна система містить від'ємні зворотні зв'язки за пружними зусиллями або моментами, тоді система керування повинна бути обов'язково замкненою за координатою, завдання на переміщення якої формується в задаючому пристрої, за умов, що мінімальна довжина імпульсу ривка повинна бути більшою, ніж 3 – 4 сталих часу зовнішнього контуру керування;

– отримані аналітичні залежності дозволяють зв'язати параметри електромеханічної системи ГТЗ з законами керування за n -гармонійними складовими власних частот коливань та обчислити час зміни прискорення координати руху з урахуванням техніко-технологічних обмежень об'єкту керування;

– врахування основних тонів коливання розгалужених електромеханічних систем за умови високо-точного відпрацювання САК завдання на швидкість (прискорення) при синтезі закону керування, що заснований на використанні зворотних передатних функцій консервативних ланок із відповідними сталими часу, забезпечує мінімізацію перерегулювання швидкості (прискорення) координати руху при обмеженні ривка.

Список літератури

1. Электрооборудование лифтов массового применения [Текст]/ П. И. Чутчиков, Н. И. Алексеев, А. К. Прокофьев. – М.: Машиностроение, 1983. – 168 с.
2. Тулин В. С. Электропривод и автоматика многоканатных рудничных подъемных машин. – М.: Недра, 1964. – 181 с.
3. Савастеев В.Г. Элементы оптимального режима работы автоматизированного рудничного подъема [Текст]// Сб. Автоматизация в угольной промышленности. – М.: Углетехиздат, 1956. – С. 109-126.
4. Киричок Ю.Г., Чермалых В.М. Привод шахтных подъемных установок большой мощности. – М.: Недра, 1979. – 336 с.
5. Чермалых В.М. Исследование сложных электромеханических систем: Текст лекций. – К.: КПИ, 1979. – 64 с.
6. Чермалых В.М., Рудь Б.Н., Гужовский А.Т. Исследование динамики канатов многоканатных подъемных установок при следящей системе управления приводом // Сб. Стальные канаты. – К.: Техника. – 1968. – Вып. 5. – С. 29-33.
7. Довгань С. М., Самойленко А. А. Способы формирования задающих воздействий в системах управления подъемными установками, обеспечивающие отсутствие колебаний в конце периода разгона// Вісник Кременчуцького державного політехнічного університету: Наукові праці КДПУ. Кременчук: КДПУ, 2003. Вип. 2(19), Т. 1. С. 68 – 72.
Рекомендовано до друку: к-том техн. наук, проф. Івановим О.Б.

УДК 621.313.8

V.I. Panchenko, S.I. Fedorov, V.V. Sukhova (language adviser).
(Ukraine, Dnepropetrovsk, State Higher Educational Institution "National Mining University")

**EFFICIENCY OF PERMANENT MAGNET IN ELECTRIC GENERATORS
WITH MAGNETOELECTRIC EXCITATION**

As a result of creation of iron-based, neodymium-based and boron-based permanent magnet (PM) with high specific energy the range of capacity for permanent magnet machines enables them to compete with electromagnetic excitation electric cars by their parameters and excel them in weight-size parameters. Synchronous machines with PM have a relatively simple design, are featured as reliable and able to maintain long-run (from 5 to 10 years) initial technical performance. In addition, they are easy to maintain and characterized by high efficiency factor because of lack of power losses in the excitation and sliding contact. Only high price of PM limits its large-scale implementation. Therefore, at the initial stage of structural design of PM it is necessary to determine (at least approximately) the right size and weight of the magnets and estimate the associated costs.

The paper [1] proposes the formula for determining the amount of PM in electric machine in generator mode:

$$V_m = \frac{2K_d \cdot K_z \cdot S_H}{\pi^2 \cdot f \cdot K_u \cdot B_r \cdot H_c (E_0^* \cdot I_k^*)}, \quad (1)$$

where K_d – convergence ratio for longitudinal armature reaction to the form of magnetomotive force (MMF) of magnet; K_z – the depredation factor; S_H – generator capacity; f – current frequency; $K_u = u \left(\sqrt{1 - u^2 \cos^2 \varphi} - u \sin \varphi \right)$ – coefficient characterizing operating conditions; $u = \frac{U}{E_0}$ – output voltage ;

E_0 – electromotive force (EMF) at idle winding course; $\cos \varphi$ – power factor; B_r, H_c – residual magnetic induction and coercive force of the magnet; E_0^*, I_k^* – relative values of EMF E_0 and short-circuit current I_k .

Product $E_0^* \cdot I_k^*$ is for a magnet utilization factor. Ideally, when there is no dissipation of the magnetic flux of the magnets and armature winding and with zero air gap value $E_0^* \cdot I_k^* = 1$ according to [1] and use of PM would be ideal and amount of magnets can be minimal.

In the case of magnets with linear demagnetization curve we get [1]:

$$E_0^* = \frac{\Lambda_\delta^*}{1 + \Lambda_\sigma^* + \Lambda_\delta^*}; \quad (2)$$

and
$$I_k^* = \left[\Lambda_{\delta a}^* + \left(1 + \Lambda_{\sigma}^* \left(1 + \frac{\Lambda_{\sigma a}^*}{\Lambda_{\delta}^*} \right) \right) \right]^{-1}, \quad (3)$$

where Λ_{δ}^* ; Λ_{σ}^* ; $\Lambda_{\sigma a}^*$ are relative magnetic conductivities of air gap, ways for dissipation and dispersion of PM and armature winding respectively, wherein:

$$\Lambda_{\delta}^* = \frac{\mu_0 S_{\delta}}{\delta} \cdot \frac{H_c \cdot h_m}{B_r \cdot S_M}, \quad (4)$$

where $\mu_0 = 12,56 \cdot 10^{-7}$ H/m - magnetic constant; S_{δ} , S_M - areas of air gap and magnet inverted towards it respectively; δ , h_m - gap size and height of the PM.

As it follows from (4) to determine Λ_{δ}^* and subsequently E_0^* and I_k^* we have to know the size of the PM. Therefore, the formula (1) can be used only to evaluate the degree of approximation of the PM volume to the theoretical minimum after selecting S_M and h_m .

Let us define the components of the product $E_0^* \cdot I_k^*$ differently. The relative value $E_0^* = \frac{E_0}{m_E}$, where

$E_0 = \pi \sqrt{2} f w_1 K_{W1} B_{\delta 0} S_{\delta}$ - EMF of phase of generator; $m_E = \pi \sqrt{2} f w_1 K_{W1} B_r S_M$ - scale of EMF reduction; w_1 - the number of turns of phase armature winding; K_{W1} - winding factor for the first harmonic component of EMF; $B_{\delta 0}$ - magnetic induction in the air gap (average value along its length). Typically $S_{\delta} = S_M$ and after substitutions we obtain:

$$E_0^* = \frac{B_{\delta 0}}{B_r}. \quad (5)$$

The relative value of short-circuit current:

$$I_K^* = \frac{E_0}{X_d \cdot m_I} = \frac{E_0}{K_{\sigma a} \cdot X_{ad} \cdot m_I}, \quad (6)$$

where X_d - inductive reactance of phase along the longitudinal axis of the generator; X_{ad} - inductive reactance of armature reaction in a specified direction; $K_{\sigma a} = 1 + \frac{X_{\sigma a}}{X_{ad}}$ - coefficient; $X_{\sigma a}$ - inductive reactance of coil scattering; $m_I = \pi \cdot p \cdot H_c h_m / \sqrt{2} \cdot m \cdot K_d \cdot K_{W1} \cdot w_1$ - scale of current reduction; m - number of phases; p - number of pole pairs.

Considering [2]:

$$X_{ad} = \frac{4mf}{\pi} \cdot \frac{\mu_0 \cdot \tau \cdot l}{K_{\delta} \cdot K_{\mu} \cdot \delta} \cdot \frac{w_1^2 \cdot K_W^2}{p} \cdot K_d, \quad (7)$$

where τ - pole division; l - the length of the magnetic anchor; K_{δ} - the coefficient of the air gap; K_{μ} - coefficient of magnetic saturation, we obtain:

$$I_K^* = \frac{\pi \cdot \alpha_i \cdot K_{\delta} \cdot K_{\mu} B_{\delta 0}}{2 \mu_0 \cdot K_{\sigma a} \cdot H_c} \cdot \left(\frac{\delta}{h_m} \right) \quad (8)$$

where α_i - the estimated coefficient of pole arc.

Let us define utilization factor of PM as K_m and rewrite equation considering (5) and (8):

$$K_m = E_0^* \cdot I_K^* = \frac{\pi}{2} \cdot \frac{\alpha_i \cdot K_{\delta} \cdot K_{\mu} \cdot B_{\delta 0}^2}{\mu_0 \cdot K_{\sigma a} \cdot B_r \cdot H_c} \cdot \left(\frac{\delta}{h_m} \right) \quad (9)$$

Ratio $\left(\frac{\delta}{h_m}\right)$ is found through the following considerations. Voltage drop in the magnetic range of electric car (taking into account the reaction of the anchor) should be compensated by MMF of permanent magnets, that is:

$$2 \cdot K_\delta \cdot K_\mu \cdot K_Z \cdot K_p \cdot \frac{B_M}{\mu_0} \cdot \delta = 2 \cdot h_m \cdot H_M, \quad (10)$$

where $K_z < 1$ - coefficient considering the reduction of the magnetic induction on the length of the air gap, B_M - magnetic induction at the surface of the PM inverted to air gap, H_M - the magnetic field of the magnet; $K_p > 1$ - coefficient considering the influence of the armature reaction:

$$K_p = 1 + \frac{K_W \cdot D \cdot A \cdot K_d \cdot \mu_0 \cdot \sin \psi}{\sqrt{2} \cdot p \cdot K_\mu \cdot K_Z \cdot K_\delta \cdot \delta \cdot B_M}, \quad (11)$$

where D - bore diameter, A - linear load of armature winding; ψ - the angle between the EMF vectors and current in phase vector diagram generator. The values of A and B_M are usually given, the value $\psi \approx 40^\circ \div 45^\circ$.

The equations describing the linear demagnetization curve PM has the form:

$$\frac{B}{B_r} = 1 - \frac{H}{H_c}, \quad (12)$$

where B - magnetic induction in the middle section of the magnet, $B = K_{\sigma\mu} \cdot B_M$, $K_{\sigma\mu} > 1$ - coefficient of magnet discharge. From equation (12) we have:

$$H = H_M = H_C \left(1 - \frac{B_M K_{\sigma\mu}}{B_r}\right). \quad (13)$$

After substituting (13) into (10) and the corresponding transformations we obtain:

$$\frac{\delta}{h_m} = \frac{\left(\frac{B_r}{B_\delta} - \frac{K_{\sigma M}}{K_Z}\right)}{K_\mu \cdot K_\delta \cdot K_p \cdot \mu_m}, \quad (14)$$

where $\mu_M = \frac{B_r}{\mu_0 \cdot H_C}$ - relative permeability of the PM; $B_\delta = B_M \cdot K_Z$ - the average value of the magnetic induction in the air gap along its length during the load of generator.

After the substitutions in (1) formulas (14) and (9) we obtain the formula for calculating the required amount of PM in electric machine:

$$V_M = \frac{4}{\pi^3} \cdot \frac{K_d \cdot K_z \cdot K_{\sigma a} \cdot K_p \cdot S_H}{f \cdot K_u \cdot \alpha_i \cdot B_{\delta 0}^2} \cdot \frac{B_r}{\left(\frac{B_r}{B_\delta} - \frac{K_{\sigma M}}{K_Z}\right) H_C}. \quad (15)$$

Magnetic induction and B_δ and $B_{\delta 0}$ in (15) have ratio:

$$B_\delta = K_H \cdot B_{\delta 0}; \quad (16)$$

where $K_H = \frac{K_{\sigma M} \left(K_\mu K_Z \mu_M \frac{\delta}{h_m}\right)^{-1} + 1}{K_{\sigma M} \left(K_\mu K_Z \mu_M \frac{\delta}{h_m}\right)^{-1} + K_p}$ - coefficient considering the influence of the load of generator, and

$$K_H \cong 0.95 - 0.99.$$

Examining the formula (15) for at least considering (16) gave the optimum value for the induction of the surface of the magnet the following result:

$$(B_{\delta 0})_{opt} = \frac{0.5 \cdot B_r \cdot K_Z}{K_{\sigma M} \cdot K_H} \approx \frac{0.5 \cdot B_r}{K_{\sigma M}}. \quad (17)$$

Magnetic induction ($0,5 \cdot B_r$) in a neutral section of the magnet corresponding to its maximum external energy.

Let us consider the utilization factor of PM more detailed, applying (14):

$$K_m = \frac{\pi \alpha_i}{2 K_{\sigma a} K_p} \left(\frac{1}{K_H} - \frac{B_{\delta 0}}{B_r} \cdot \frac{K_{\sigma m}}{K_Z} \right) \cdot \frac{B_{\delta 0}}{B_r}. \quad (18)$$

Substituting in the last formula values of induction from (17) we obtain:

$$K_m = \frac{0.25 \cdot K_Z}{K_{\sigma a} \cdot K_p \cdot K_{\sigma m} \cdot K_H^2}. \quad (19)$$

Considering that $\frac{\pi}{2} \cdot \alpha_i \approx 1.0$, which usually occurs when all the coefficients in (19) equal units, that is, in the ideal case for magnets with linear demagnetization curve of the maximum value of $K_m = 0.25$, not 1.0, which is theoretically possible in the general case [1] for magnets with some form of demagnetization curve.

It is possible to increase the coefficient K_m as it follows from (17) by two ways: first, by enabling parallel load generator capacitors that are partially or fully offset the effect of the armature reaction (with decrease of K_p); the second, by turning the series in each of the phases of the armature winding capacitors, and the inductive reactance phase:

$$X_{\phi} = X_d - X_c = X_d \cdot \left(1 - \frac{X_c}{X_d} \right) = K_{\sigma a} K_c \cdot X_{ad}, \text{ where } K_c = 1 - \frac{X_c}{X_d} < 1$$

X_c - capacity reactance. Then we introduce the coefficient K_c into the denominator of the formula (18) to testify the increasing of K_m .

Draw attention to the formula (14). Obviously, the part in brackets must be greater than zero. This means that $B_r / B_{\delta} > K_{\sigma m} / K_Z$, where value of magnetic induction, which is possible in the air gap machines:

$$B_{\delta} < \frac{B_r K_Z}{K_{\sigma m}} \quad (20)$$

Theoretically, it is possible to reach induction $B_{\delta} = \frac{B_r K_Z}{K_{\sigma m}}$ only if $h_M = \infty$.

Conclusion. The formula for calculating the volume of permanent magnets in electric machines with permanent magnet excitation was obtained. The analysis and evaluation for the utilization factor of permanent magnet are presented.

References

1. Бут Д.А. Анализ и расчет электрических машин с возбуждением от постоянных магнитов. – Электричество, 1996, № 6, с. 25-32.
2. Вольдек А.И. Электрические машины. И. «Энергия», 1966.

Рекомендовано до друку: к-том техн. наук, проф. Івановим О.Б.

УДК 622.673:[531.391+539.4]

В.І. Самуся, д-р техн. наук, Д.Л. Колосов, канд. техн. наук

(Україна, Дніпропетровськ, Державний вищий навчальний заклад «Національний гірничий університет»)

НАПРУЖЕНО-ДЕФОРМОВАНІЙ СТАН КАНАТА З БЕЗМЕЖНОЮ КІЛЬКІСТЮ ТРОСІВ ПРИ НАВАНТАЖЕННІ РОЗПОДІЛЕНИМ ДОТИЧНИМ ЗУСИЛЛЯМ

Вступ. Розширення області застосування гумотросових канатів на промислових підприємствах вимагає розв'язання цілого комплексу наукоємних завдань з розробки наукових основ та принципів створення нових, більш довговічних і надійних ліфтових установок з гумотросовими канатами. У зв'язку з цим розробка високотехнологічного ліфтового обладнання нового покоління з гумотросовими канатами є актуальною проблемою прикладного дослідження.

Ліфт – підйомна машина і його експлуатація має бути безпечною. Найвідповідальнішою складовою такої машини є сталеві троси. В гумотросових канатах троси завулканізовані в гумову оболонку, яка захищає їх від впливу зовнішнього середовища та взаємодії з елементами конструкції машини. Порушення гумової оболонки позбавляє її захисних властивостей, а троси каната необхідного захисту. Відповідно, встановлення умов руйнування оболонки дозволить врахувати умови експлуатації канатів та забезпечити безпеку їх використання в якості тягових канатів ліфтів, а в перспективі і в якості головних канатів шахтних підйомних машин.

Гумотросові канати дозволяють використовувати троси малих діаметрів, відповідно підйомні машини можуть мати барабани зменшених габаритів. Зменшені габарити приводних барабанів дозволяють застосувати більш економічні приводи ліфтів.

Стан питання та постановка задачі дослідження. Питання взаємодії плоского тягового органу з барабаном розглядалося в роботах [1, 2]. У вказаних роботах не досліджувався вплив конструкції каната на розподіл напружень в його гумовій оболонці на ділянці взаємодії з барабаном. Визначення впливу конструкції гумотросового каната на коефіцієнт концентрації напружень в ньому при взаємодії з барабаном підйомної машини – **актуальна науково-технічна задача**. Її розв'язання дозволить обґрунтовано підбирати гумотросовий канат для ліфтів нового покоління з гумотросовими канатами. Розв'язання цієї задачі безпосередньо пов'язано з експериментальним визначенням міцності зв'язку гуми з тросом [3].

Поміж канатом та барабаном, в загальному випадку, діють сили тертя та тиску. Тиск по довжині каната можна вважати рівномірно розподіленим. По ширині каната (барабана) сили тиску розподілені циклічно з кроком, який дорівнює кроку розташування тросів. Сили натягнення тросів в канаті, завдяки їх взаємному зв'язку гумовою оболонкою, розподілені практично рівномірно [4]. Така особливість дозволяє розглядати не весь канат, а його частину.

Разом з тим відомо і те, що при локальному навантаженні зразків значної ширини таких, як гумотросові канати, характер деформування в середній частині зразка буде відрізнятися від характеру деформування крайньої. Дослідити характер деформування каната заданої ширини (із заданою кількістю тросів) складно. Таку задачу можна спростити, розглянувши канат з одного троса та канат з безмежною кількістю тросів. Перший випадок дозволить встановити напружено-деформований стан, який притаманний крайньому тросу. Другий – тросу, розташованому на значній відстані від краю. В роботі [5] виконано дослідження напружено-деформованого стану каната, що має один трос та до нього прикладене розподілене дотичне зусилля. Другий випадок розглянуто в даній роботі.

Основний зміст роботи. Схема експериментального навантаження каната з безмежною кількістю тросів зсувними розподіленими силами показана на рисунку 1.

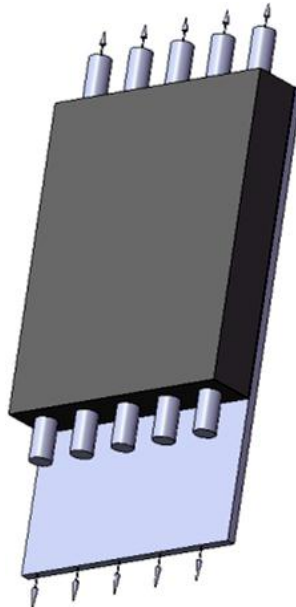


Рис. 1. Схема експериментального навантаження каната зсувними розподіленими силами

Вище зазначено, що сили натягнення тросів в канаті, завдяки їх взаємному зв'язку гумовою оболонкою, розподілені практично рівномірно. Така особливість дозволяє розглядати не весь канат з безмежною кількістю тросів, а його частину (рис. 2).

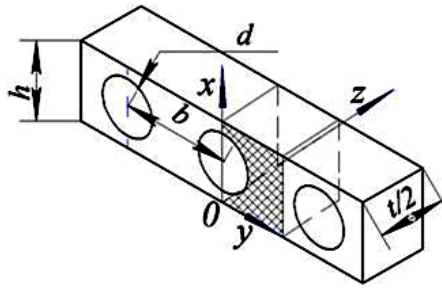


Рис. 2. Схема розташування тросів в перерізі каната

Виділимо з наведеного зразка систематично повторюваний елемент, показаний штриховкою на рисунку. Побудувати розв'язок для елемента такої складної форми та забезпечити його систематичну повторюваність достатньо складно. Спростимо задачу, знехтувавши наявністю тросів та розглянувши зразок призматичної форми розмірами $h \times \frac{b}{2} \times t$. Як і в роботі [5] будемо вважати, що зразок виконано з матеріалу оболонки каната – гуми.

Будемо вважати, що канат з барабаном взаємодіє по поверхні $x = h$. По цій поверхні переміщення каната відносно барабана не повинно бути

$$u_y = u_x = u_z = 0. \quad (1)$$

На поверхню $x = 0$ не діють зовнішні сили, тому

$$X_x = 0, X_z = X_y = 0. \quad (2)$$

Граничні умови для поверхні $y = 0$ та $y = \frac{b}{2}$

$$u_y = 0, X_y = Z_y = 0. \quad (3)$$

По поверхням $z = \pm t/2$ не повинні діяти дотичні напруження, тому мають виконуватися умови

$$X_z = Z_y = 0. \quad (4)$$

До того мають бути реалізовані умови рівності переміщень усіх точок, що відповідають місцю розташування троса та відсутності тиску на гуму, розташовану поміж тросами

$$\begin{cases} y^2 + \left(x - \frac{h}{2}\right)^2 \leq \left(\frac{d}{2}\right)^2, & u_x = \delta; \\ y^2 + \left(x - \frac{h}{2}\right)^2 > \left(\frac{d}{2}\right)^2, & Z_z = 0, \end{cases} \quad (5)$$

де δ – величина зсуву частини перерізу гумового зразку, що відповідає місцю розташування троса в гумовій оболонці каната.

В наведених граничних умовах переміщення позначені літерою u , напрямком переміщення індексом, що відповідає осі координат. Дотичні напруження позначені Z_x та Z_y . Нормальні напруження позначені двома однаковими літерами, що збігаються з відповідним напрямком, наприклад Z_z .

Останні граничні умови змішані. Замість них приймемо умову для $z = \pm t/2$

$$Z_{z=t/2} = \begin{cases} 1, & \text{коли } y^2 + \left(x - \frac{h}{2}\right)^2 \leq \left(\frac{d}{2}\right)^2; \\ 0, & \text{коли } y^2 + \left(x - \frac{h}{2}\right)^2 > \left(\frac{d}{2}\right)^2. \end{cases} \quad (6)$$

Розкладемо залежність в подвійний ряд Фур'є

$$f(n, m) = \frac{8 \int_0^{hb/2} \int_0^{hb/2} Z_{z=t/2} \cos(x N_n) \cos(y M_m)}{b h} \quad (7)$$

Шуканий розподіл дотичних напружень будемо мати в перерізі $z = 0$.

Для розв'язання задачі застосуємо одну бігармонічну функцію φ . В цьому випадку переміщення та напруження визначаються залежностями

$$\begin{aligned} 2Gu_x &= -\frac{\partial^2 \varphi}{\partial x \partial z}, \quad 2Gu_y = -\frac{\partial^2 \varphi}{\partial y \partial z}, \quad 2Gu_z = \left[2(1-\mu)\Delta^2 - \frac{\partial^2}{\partial z^2} \right] \varphi, \\ X_x &= \frac{\partial}{\partial z} \left[\mu\Delta^2 - \frac{\partial^2}{\partial x^2} \right] \varphi, \quad X_y = -\frac{\partial^3 \varphi}{\partial x \partial y \partial z}, \\ Y_y &= \frac{\partial}{\partial z} \left[\mu\Delta^2 - \frac{\partial^2}{\partial y^2} \right] \varphi, \quad Y_z = \frac{\partial}{\partial y} \left[(1-\mu)\Delta^2 - \frac{\partial^2}{\partial z^2} \right] \varphi, \\ Z_z &= \frac{\partial}{\partial z} \left[(2-\mu)\Delta^2 - \frac{\partial^2}{\partial z^2} \right] \varphi, \quad Z_x = \frac{\partial}{\partial x} \left[(1-\mu)\Delta^2 - \frac{\partial^2}{\partial z^2} \right] \varphi, \end{aligned} \quad (8)$$

де $\Delta^2(\dots) = \frac{\partial^2(\dots)}{\partial x^2} + \frac{\partial^2(\dots)}{\partial y^2} + \frac{\partial^2(\dots)}{\partial z^2}$.

Прийемо бігармонічну функцію наступного вигляду

$$\varphi = A [ch(Cz) + Dz sh(Cz)] \cos(Nx) \cos(My), \quad (9)$$

де A, D, N, M – довільні сталі; $C^2 = N^2 + M^2$.

З урахуванням граничних умов, прийемо бігармонічну функцію (функцію Ері) для розглянутої схеми навантаження каната в наступній формі

$$\varphi = \sum_{n=1}^K \sum_{m=1}^K A_{n,m} [ch(C_{n,m}z) + D_{n,m}z sh(C_{n,m}z)] \cos(N_n x) \cos(M_m y), \quad (10)$$

де $N_n = \frac{(n+1/2)\pi}{h}$; $M_m = \frac{2\pi m}{b}$; $C_{n,m}^2 = N_n^2 + M_m^2$; $D_{n,m} = -\frac{1}{\frac{2\mu}{C_{n,m}} + z th(C_{n,m}z)}$.

Значення сталої $D_{n,m}$ знайдено з умови відсутності дотичних напружень по границям зразку $z = \pm \frac{t}{2}$. Значення сталої $A_{n,m}$ знайдемо з умови забезпечення характеру деформування поверхні зразка при $z = \pm \frac{t}{2}$, заданого функцією $f(n, m)$

$$A_{n,m} = \frac{f(n, m)}{\left[sh\left(C_{n,m} \frac{t}{2}\right) C_{n,m} + D_{n,m} \left(sh\left(C_{n,m} \frac{t}{2}\right) (2\mu - 1) + \frac{t}{2} ch\left(C_{n,m} \frac{t}{2}\right) \right) \right] C_{n,m}}$$

Дотичні напруження в площині, дотичній до поверхні троса з боку нерухомого приєднання гумового зразка в перерізі $x = h - \frac{h-d}{2}$ визначимо за залежністю

$$Z_x = \sum_{n=0}^K \sum_{m=0}^K A_{n,m} \left[ch(C_{n,m}z) + D_{n,m} \left(2 \frac{ch(C_{n,m}z)}{C_{n,m}} \mu + z sh(C_{n,m}z) \right) \right] C_{n,m}^2 \times \sin(N_n x) \cos(M_m y) n. \quad (11)$$

Графіки розподілу заданих нормальних напружень на поверхні зразка та дотичних напружень в площині, дотичній до тросів для випадку зміщення троса каната з безмежною кількістю тросів, наведено на рисунку 3. З графіків видно, що задані розподілені сили тиску загалом відповідають потрібним граничним умовам, а дотичні напруження змінюються по ширині зразка та відрізняються від нуля лише навпроти троса. Максимальних значень вони набувають при мінімальній відстані від поверхні троса до поверхні гумової оболонки, до якої прикладене дотичне навантаження. Разом з тим, характер розподілу напружень залежить і від геометричних параметрів каната. При розрахунках міцності деталей машин конструктори користуються коефіцієнтом концентрації напружень, який дорівнює відношенню максимальних напружень до середніх. На рисунку 4 для каната з тросом одиничного діаметру показана залежність коефіцієнта концентрації напружень від параметрів каната для зразка висотою, рівною діаметру троса.

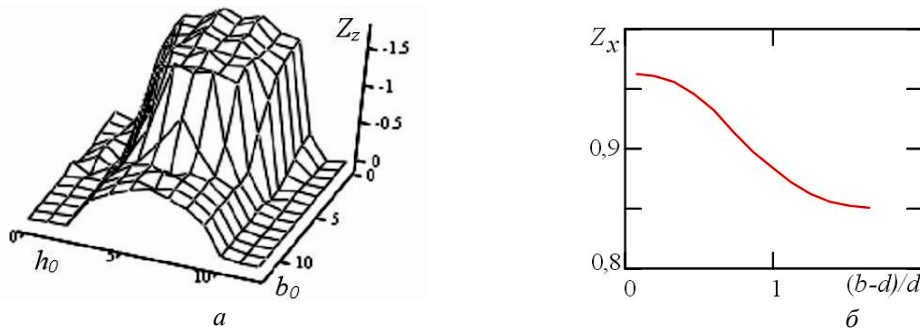


Рис. 3. Графіки розподілу заданих нормальних напружень Z_z на поверхні зразка (а) та дотичних напружень Z_x вздовж осі y (б) у відносних координатах

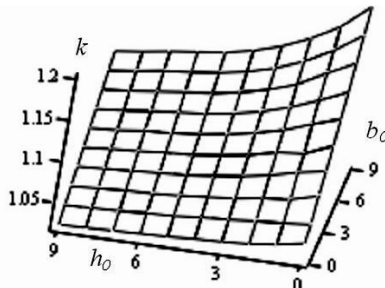


Рис. 4. Залежність коефіцієнта концентрації напружень k від параметрів каната h_0 та b_0

Параметри h_0 та b_0 визначаються за залежностями $h_0 = 10 \left(\frac{h-1,1d}{d} \right)$ та $b_0 = 10 \left(\frac{b-1,1d}{d} \right)$. Отриманий графік дозволяє встановлювати значення коефіцієнта концентрації напружень k від параметрів каната h_0 та b_0 , відповідно, узагальнити експериментально встановлені значення міцності зразків [3].

Порівнявши результати досліджень з наведеними в роботі [5] графічними залежностями, можна зробити висновок, що в зразку каната з одним тросом напруження розподілені менш рівномірно, коефіцієнти концентрації в ньому більші. Випадок такої схеми навантаження більш небезпечний. В умовах, близьких до умов деформування каната з одним тросом працюють крайні троси канатів з будь-якою, але кінцевою кількістю тросів. Для будь-якої конструкції каната наявність крайнього тросу природна. Відповідно, для експериментальних досліджень треба обирати схему зразка, що відповідає канату з одним тросом.

Висновки. Напружений стан окремого троса в одностросовому канаті більш небезпечний, ніж тросів безмежно широкого каната, навантаженого розподіленим дотичним зусиллям. В канаті обмеженої ширини крайні троси працюють в умовах більш близьких до умов навантаження тросу одностросового каната. Тому експерименти мають передбачати випробовування і таких канатів. Знайдені теоретичні результати

дозволяють використовувати стандартні випробовування для каната на умови його взаємодії з приводним та веденим барабанами та обирати схеми випробовувань каната.

Отримана залежність коефіцієнта концентрації напружень від параметрів каната дозволяє врахувати розподіл напружень в гумі при проектуванні підйомно-транспортних машин з гумотросовим тяговим органом, чим підвищити безпеку експлуатації таких машин.

Список літератури

1. Білоус О.І. Напружений стан гумової оболонки стрічки на барабані конвеєра подачі шихти в доменну піч / О.І. Білоус, Д.Л. Колосов // *Металлургическая и горнорудная промышленность*. – 2010. – № 4(262). – С. 113-114.
2. Бельмас І.В. Врахування дотичних напружень при автоматичному конструюванні ступінчастого канату / І.В. Бельмас, Д.Л. Колосов, І.Т. Бобильова // *Стальные канаты: Сб. научн. трудов.* – Одесса. – 2009. – № 7. – С. 147-152.
3. Колосов Д.Л. Експериментальні дослідження міцності оболонки гумотросового каната / Д.Л. Колосов, Г.І. Танцупра // *Современные инновационные технологии подготовки инженерных кадров для горной промышленности и транспорта 2014: Матеріали міжн. наук. конф.* – Дніпропетровськ: НГУ, 2014. – С. 136-146.
4. Колосов Л.В. Научные основы разработки и применения резинотросовых канатов подъемных установок глубоких рудников / Л.В. Колосов. – Дис... докт. наук: 05.05.06, 01.02.06. – Днепропетровск, 1987. – 426 с.
5. Kolosov D. Analytical determination of stress-strain state of rope caused by the transmission of the drive drum traction / D. Kolosov, O. Dolgov, A. Kolosov // *Progressive Technologies of Coal, Coalbed Methane, and Ores Mining*. – CRC Press/Balkema. – Netherlands. – 2014. – P. 499-504.

Рекомендовано до друку: д-ром техн. наук, проф. Процівім В.В.

УДК: 621.3.078.4: 621.512

Е.В. Кошеленко, А.В. Бобров

(Украина, Днепропетровск, Государственное высшее учебное заведение "Национальный горный университет")

О КРИТЕРИИ ЭКОНОМИЧНОСТИ В МАТЕМАТИЧЕСКОЙ ЗАДАЧЕ РАСЧЕТА КПД ЭЛЕКТРОМЕХАНИЧЕСКОЙ СИСТЕМЫ «ЭЛЕКТРИЧЕСКАЯ СЕТЬ – ПРИВОД – КОМПРЕССОР – ПНЕВМОСЕТЬ»

Система двухпозиционного регулирования давления довольно широко применяется в поршневых компрессорных установках. Благодаря поддержанию в системе давления в заданном интервале ($P_{min} \div P_{max}$) обеспечивается нормальная работа потребителей сжатого воздуха.

Ранее в [1] было предложено для повышения энергоэффективности системы выполнить “плавающим” верхний уровень давления. При этом рассматривался электротехнический комплекс “электрическая сеть – компрессор – пневмосеть” в целом. Был предложен критерий экономичности для системы управления – КПД.

Для обоснования энергетического показателя электротехнического комплекса необходимо четко знать зависимости между различными элементами и всего комплекса в целом, с измеряемыми параметрами. Это позволит определить наиболее весомые, с точки зрения потерь энергии, элементы электротехнического комплекса, а также установить взаимосвязь между ними. Так как, потери энергии в различных элементах электротехнического комплекса отличаются друг от друга своими весовыми значениями.

Для этого в работе [2] было установлено, какая существует взаимосвязь между измеряемыми параметрами и потерей мощности в различных элементах электротехнического комплекса с учетом существующих связей между ними. Все это дает возможность исследовать реальную картину изменения потерь мощности в элементах электротехнического комплекса при различных режимах работы технологического оборудования. Однако, если учитывать потери энергии в элементах электромеханической системы, то можно сразу решить несколько проблем, которые присутствуют в предыдущем решении.

Построенная математическая модель в соответствии со сформулированными требованиями к ней позволяет определить момент создания управляющего воздействия на асинхронный привод поршневой компрессорной установки. Для обеспечения адекватности разработанной модели необходимо принять и обосновать допущения и ограничения.

Ранее были получены зависимости [2] для определения уровней потерь энергии в каждом элементе электромеханической системы при минимуме контролируемых параметров. Анализ полученных результатов позволил определить элементы электротехнического комплекса с наибольшими уровнями потерь энергии – “привод – компрессор” и “пневматическая сеть”, а также параметры режима работы электромеханической системы, влияющие на уровни потерь энергии в них. Выработан единый подход для ана-

лиза потерь энергии в элементах электротехнического комплекса, который позволил унифицировать параметры режимов работы и определить критерий энергетической оптимальности комплекса в целом – максимум КПД, который и является критерием управления.

Математическая модель должна учитывать режимы работы всех звеньев электротехнического комплекса для определения его энергетического показателя – КПД и определять оптимальное значение верхнего предела уровня давления P_{opt} за цикл спуска – накачки при условии максимума КПД электротехнического комплекса – минимума потерь энергии в его звеньях.

При этом ограничения для математической модели являются:

- условие по обеспечению пневмоприемников сжатым воздухом.
- ограничение по количеству пусков приводного асинхронного двигателя в час (защита асинхронного двигателя от перегрева).

Модель разработана исходя из следующих допущений:

- напряжения питания асинхронного двигателя неизменно $U = const$;
- исходя из анализа рабочей характеристики

$$\eta = f\left(\frac{N}{N_{ном}}\right)$$

асинхронных приводов компрессоров работающих на нагрузку, значение КПД при коэффициенте загрузки больше 0,3 – 0,4 остается практически неизменным и равным $\eta_{ном}$ [3], так как коэффициент загрузки асинхронных приводов поршневых компрессоров изменяется от 0,6 до 0,9 при их работе на промежутке давления от P_{min} до P_{max} системы двухпозиционного регулирования;

- влияние температур всасывания воздуха на потребляемую мощность полагается несущественным и может не учитываться;
- расчет должен производиться по параметрам при $T_1 = 20$ °С, так как снижение температуры всасываемого воздуха с постоянным уровнем давления уменьшает количество водяных паров содержащихся в нем, что приводит к повышению производительности [4].

Сформируем ограничения $W_i(\vec{X})$, накладываемые на область существования оптимизируемого параметра [5,6]. Решение оптимизационной задачи должно быть найдено при давлении в пневмосети $P_{min} \leq P_2 \leq P_{max}$.

Целевая функция должна отражать цель оптимизации. А поскольку ставится задача определения максимального верхнего уровня давления в пневмосистеме за цикл P_{opt} , соответствующего максимуму КПД электромеханической системы, то имеет смысл связать целевую функцию со значением этого параметра. Следует отметить, что параметр – уровень давления в пневмосистеме, является дискретной величиной и определяется согласно выражениям.

Исходя из вышесказанного представим целевую функцию в виде:

$$F_{opt}(X) = \eta(P_2) \rightarrow \max$$

Если учесть, что потребление сжатого воздуха в пневмоприемниках ($Q_{потр}$) является независимым параметром, т.е. он связан с режимами работы пневмоприемников и не контролируется системой управления поршневой компрессорной установки, то данная оптимизационная задача может быть решена с помощью методов одномерной оптимизации. Значение параметра $Q_{потр}$ может быть фиксировано на интервале от минимального до максимального расхода сжатого воздуха, потребляемого пневмоприемниками. И для каждого фиксированного значения $Q_{потр}$ может быть определен максимальный (оптимальный) КПД электромеханической системы за цикл и соответствующий ему максимальный верхний уровень давления в пневмосистеме P_{opt} . Таким образом, по значению целевой функции можно судить об эффективности преобразования, передачи и распределения энергии и возможно осуществлять непосредственную оценку предлагаемого оптимального решения. Информативность целевой функции, позволяющая оценить перспективы снижения потерь в звеньях электромеханической системы, осуществить сопоставление вариантов решения, является важным преимуществом для формулируемой оптимизационной задачи.

А так как ранее было сказано, что математическая модель должна учитывать условие обеспечения пневмоприемников сжатым воздухом и ограничение по количеству пусков приводного асинхронного двигателя в час (защита асинхронного двигателя от перегрева), то в задачу параметрической оптимизации необходимо ввести такие ограничения:

$$P_{\min} < P_{\max \text{ опт}} \leq P_{\max}$$

Оптимальный (максимальный) верхний уровень давления в пневмосистеме $P_{\text{опт}}$ должен устанавливаться в интервале давлений от P_{\min} до P_{\max} . Количество пусков определяет минимальную продолжительность цикла.

$$M \leq 20; T_{\text{цикл}} = \frac{60}{M}$$

Таким образом сформулированная задача условной оптимизации с одним оптимизируемым параметром (P_{\max}), определяющим оптимальный (максимальный) КПД электромеханической системы за цикл, исходя из его конкретных параметров, режимов работы, ограничений и допущений.

Список литературы

1. Бобров А.В. Повышение энергоэффективности поршневых компрессоров. Технічна електродинаміка. -№3.-2004.- с.70-71.
2. Бобров А.В. Нагрузка пневматической сети и её влияние на уровни потерь мощности в элементах электротехнического комплекса поршневой компрессорной установки. Вісник приазовського технічного університету. м. Маріуполь. 2008 р. Енергетика, частина друга, 68-71 с.
3. Дегтярева В.В. Нормирование топливно-энергетических ресурсов и регулирование режимов электропотребления: Сборник инструкций/ Под общ. ред. В.В.Дегтярева.-М.:Недра,1983.- 223 с.
4. Назаренко У.П. Экономия электроэнергии при производстве и использовании сжатого воздуха / У.П. Назаренко.— М.:Энергия,1976.- 103 с.
5. Сухарев А.Г. Курс методов оптимизации: Учеб. Пособие / А.Г.Сухарев, А.В.Тимохов, В.В.Федоров // 2-е изд. — М.: ФИЗМАТЛИТ, 2005. — 368 с.
6. Пантелеев, А.В. Методы оптимизации в примерах и задачах: Учеб. пособие/А.В. Пантелеев, Т.А. Летова. — 2-е изд., исправл. — М.: Высш. шк., 2005. — 544 с.

Рекомендовано до друку: к-том техн. наук, доц. Ципленковим Д.В.

ЕНЕРГОЗБЕРЕЖЕННЯ ТА ЕНЕРГОЕФЕКТИВНІСТЬ

УДК 621.311

С.І. Випанасенко, д-р техн. наук, Н.С. Дрешняк, канд. техн. наук

(Україна, Дніпропетровськ, Державний вищий навчальний заклад «Національний гірничий університет»)

ВИЗНАЧЕННЯ ЕФЕКТИВНОСТІ ЗАХОДІВ З ЕНЕРГОЗБЕРЕЖЕННЯ В СИСТЕМІ ЕНЕРГОПОСТАЧАННЯ ТЕХНОЛОГІЧНОГО ОБ'ЄКТА

Забезпечення енергією технологічних об'єктів може здійснюватися за різними схемами, та найбільш повною є схема енергозабезпечення, що включає складові генерування, розподілу та споживання енергії. Кожний етап, що складається з перетворення одного виду енергії в інший, її транспортування, характеризується відповідними втратами енергії, а це потребує застосування в аналізі процесів коефіцієнтів корисної дії (η), які характеризують їхню енергоефективність. Структурна схема системи забезпечення технологічного об'єкта енергією наведена на рисунку 1.

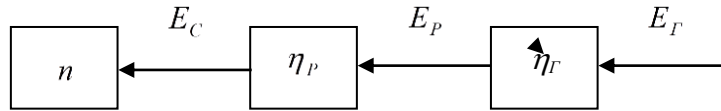


Рис. 1. Структурна схема системи енергозабезпечення технологічного об'єкта

На етапі генерування первинна енергія E_G перетворюється у вид енергії, прийнятний для її розподілу E_P та безпосереднього застосування в технологічному об'єкті E_C . Ефективність генерування та розподілу енергії характеризується відповідними коефіцієнтами корисної дії (η_G , η_P). Енергоефективність кінцевого споживання визначається значенням питомих витрат енергії на виробництво одиниці продукції (E_C/n , де n – обсяг продукції, виробленої протягом періоду T , що відповідає витратам енергії E_C). Послідовний ланцюг, що включає етапи генерування, розподілу та споживання енергії, зумовлює тісний зв'язок між значеннями витрат енергії на різних стадіях процесу (E_C , E_P , E_G), який слід урахувати при оцінці ефективності заходів з енергозбереження на кожному із перелічених етапів. Оцінка ефективності таких заходів у рамках системи в цілому є важливим завданням енергоменеджера [1,2].

Стаття присвячена визначенню зв'язків між існуючими енергетичними параметрами на розглянутих етапах процесу.

Підсистеми генерування, розподілу та споживання можуть мати різну балансову належність, що зумовлює необхідність проведення різними підприємствами взаємних розрахунків за спожиту енергію. Лічильники, що встановлені на межі балансової належності складових системи, фіксують зміни енергоспоживання за рахунок проведених заходів з енергозбереження. Які зміни у цьому випадку відбуваються на інших етапах процесу? Як їх врахувати? Нехай в результаті заходів з енергозбереження, проведених на етапі кінцевого споживання, значення E_C при незмінній величині n зменшилося до E'_C . При цьому значення E_P та E_G також зменшилися і склали відповідно E'_P та E'_G . Можна довести, що відносні значення різниць в показаннях лічильників, встановлених на входах систем генерування, розподілу та споживання енергії складуть:

$$\frac{E_G - E'_G}{E_C - E'_C} = \frac{1}{\eta_G \eta_P}; \quad \frac{E_P - E'_P}{E_C - E'_C} = \frac{1}{\eta_P}. \quad (1)$$

Тут уведене припущення, що значення η_G та η_P при зміні режиму енергоспоживання, залишилися незмінними. Тоді із залежностей (1) зробимо висновок, що абсолютні значення економії енергії, зафіксованої встановленими на різних стадіях процесу лічильниками, будуть різними. Економія енергії, зафіксована на вході процесу генерування, перевищує відповідні значення, отримані на входах процесів розпо-

ділу та споживання енергії. Висновок справедливий, якщо вважати $\eta_G < 1$ та $\eta_P < 1$. Ступінь відмінності результатів залежить від значень η_G та η_P . Звідси ясно, що величина економії енергії (в абсолютних показниках), отримана на етапі кінцевого споживання, трансформується в більш суттєві показники економії, зафіксовані на стадіях розподілу та генерування. Це пояснюється зменшенням втрат енергії на цих стадіях. Тому зменшення рівня кінцевого споживання енергії є пріоритетним завданням для енергоменеджера. Така економія є більш привабливою, але вона пов'язана з більшими труднощами її організації, оскільки мова йде про удосконалення технологічного процесу.

В практиці енергоменеджменту часто виникає необхідність у співставленні ефективності заходів, реалізованих на різних стадіях ланцюга енергозабезпечення. Розглянемо перший варіант розрахунку величини економії, зумовленої зменшенням кінцевого енергоспоживання на K відсотків, тобто $E'_C = E_C(1 - K/100)$. Тоді величина економії енергії на вході процесу для цього варіанта першого

$$(E_G - E'_G)_I = \frac{E_C K}{\eta_G \eta_P \cdot 100}. \quad (2)$$

У другому варіанті залишимо розмінним значення кінцевого споживання енергії E_C , і в той самий час збільшимо коефіцієнт корисної дії в системі розподілу енергії на K відсотків ($\eta'_P = \eta_P + \eta_P \cdot K/100$). Отримаємо

$$(E_G - E'_G)_{II} = \frac{E_C}{\eta_G \eta_P} \left(1 - \frac{1}{1 + K/100} \right). \quad (3)$$

Можна показати, що відношення розрахункових значень економії енергії в різних варіантах

$$\frac{(E_G - E'_G)_I}{(E_G - E'_G)_{II}} = 1 + \frac{K}{100}. \quad (4)$$

Тут $K > 0$.

Із виразу (4) видно, що зменшення кінцевого рівня енергоспоживання на K відсотків призводить до більшої економії енергії на вході енергосистеми, ніж збільшення коефіцієнта корисної дії на етапі розподілу енергії (η_P) на те саме значення K . Відношення розрахункових значень економії енергії зростає зі збільшенням коефіцієнта K . Висновок справедливий і у разі збільшення коефіцієнта η_G . Залежність (4) дозволяє енергоменеджеру зробити правильні висновки стосовно ефективності альтернативних рішень і сформулювати пріоритети їх реалізації в практичній діяльності.

Інтерес виявляє варіант розрахунку величини економії енергії на вході процесу при реалізації заходів з енергозбереження на кожній із його стадій. Будемо вважати, що кінцеве споживання енергії зменшилося на K_1 відсотків, а коефіцієнти корисної дії в системах розподілу та генерування збільшилися відповідно на K_2 та K_3 відсотків. Згідно з цим

$$\begin{aligned} E_G &= \frac{E_C}{\eta_P \eta_G}; & E'_C &= E_C \left(1 - \frac{K_1}{100} \right); \\ \eta'_P &= \eta_P \left(1 + \frac{K_2}{100} \right); & \eta'_G &= \eta_G \left(1 + \frac{K_3}{100} \right); \end{aligned} \quad (5)$$

$$E'_G = \frac{E'_C}{\eta'_P \eta'_G} = \frac{E_C \left(1 - \frac{K_1}{100} \right)}{\eta_P \eta_G \left(1 + \frac{K_2}{100} \right) \left(1 + \frac{K_3}{100} \right)}.$$

Тоді величина економії енергії визначиться за формулою

$$E_{\Gamma} - E'_{\Gamma} = \frac{E_C}{\eta_P \eta_{\Gamma}} \left[1 - \frac{\left(1 - \frac{K_1}{100}\right)}{\left(1 + \frac{K_2}{100}\right) \cdot \left(1 + \frac{K_3}{100}\right)} \right]. \quad (6)$$

Отримана залежність (6) дозволяє аналізувати показники економії енергії не тільки за наявності заходів енергозбереження на кожній із стадій процесу енергопостачання, але й у разі часткової їх реалізації (коли K_1 , або K_2 , або K_3 дорівнюють нулю).

Для розрахунку величини економії енергії на стадії її розподілу слід користуватися формулою, що безпосередньо виходить із залежності (6), тобто

$$E_P - E'_P = \frac{E_C}{\eta_P} \left[1 - \frac{1 - \frac{K_1}{100}}{1 + \frac{K_2}{100}} \right]. \quad (7)$$

Формули (6), (7) можуть бути використані також для розрахунку показників зниження питомих витрат енергії на відповідних стадіях процесу. Якщо в процесі реалізації заходів з енергозбереження обсяг виготовленої продукції n не змінюється, тоді показники зниження відповідно запишуться так:

$$(E_{\Gamma} - E'_{\Gamma})/n \quad \text{та} \quad (E_P - E'_P)/n.$$

Висновок

Отримані в роботі аналітичні залежності розкривають зв'язки між параметрами режиму функціонування системи енергозабезпечення технологічного процесу, враховуючи зміни, що відбуваються у системі в результаті впровадження заходів з енергозбереження. Урахування характеру існуючих зв'язків дозволяє енергоменеджеру прийняти правильні рішення в процесі обґрунтування запропонованих заходів, співставити їх ефективність, оцінити реальну економію від їхньої реалізації.

Список літератури

1. Випанасенко С.І. Системи енергоменеджменту вугільних шахт: монографія / С.І. Випанасенко. – Д.: Національний гірничий університет, 2008, – 106 с.
2. Системи енергоменеджменту та їх математичне забезпечення: навч. посіб./ Г.Г. Півняк, С.І. Випанасенко, О.І. Хованська та ін. – Д.: Національний гірничий університет, 2013. – 214 с.

Рекомендовано до друку: д-ром техн. наук, проф. Разумним Ю.Т.

УДК 622.648:[622.732:621.926.086]

В.Д. Рубан, К.К. Подоляк

(Україна, г. Днепропетровск, ИГТМ им. Н.С. Полякова НАН Украины)

СНИЖЕНИЕ ЭНЕРГОЕМКОСТИ ПРИГОТОВЛЕНИЯ СТРУКТУРИРОВАННЫХ СУСПЕНЗИЙ ЗА СЧЕТ ИЗМЕЛЬЧЕНИЯ УГЛЯ ПРИ ТРАНСПОРТИРОВКЕ

Для отечественной экономики уголь остается основным энергоносителем. Поэтому ухудшение качества добываемых углей и повышение требований к экологической безопасности их обогащения требует модернизации геотехнологических систем путем повышения эффективности процессов приготовления и транспортирования суспензий. Мировой опыт показывает, что в этих условиях наиболее рациональным решением является формирование необходимых реологических свойств структурированных суспензий при их приготовлении и выбор рациональных режимов транспортирования. Это позволяет комплексно решить большую часть технологических, экологических, и, в конечном счете, экономических проблем.

Результаты анализа известных геотехнологий, основанных на применении структурированных суспензий [1,2], показывают, что основными технологическими процессами, применяемыми при приготовлении таких суспензий, являются: грохочение, дробление и измельчение, пропитывание, смешение и го-

могенизация. Одним же из наиболее энергоемких является процесс измельчения исходного угля до необходимой крупности. Поэтому уменьшение энергетических затрат на измельчение и дробление твердой фазы положительно повлияет на стоимость приготовления структурированных суспензий. Учитывая, что процесс приготовления структурированных суспензий предполагает смешение угля с водой и последующее транспортирование этой смеси в цистернах или по трубопроводу, перспективным будет совмещение этих процессов. Это возможно реализовать обеспечив измельчение угля при транспортировании в трубопроводах и центробежных насосах за счет истирания и соударения, а в железнодорожных цистернах – за счет дополнительного гидроимпульсного воздействия.

Идея исследования заключается в том, чтобы максимально использовать попутное измельчение угля, например, при транспортировке по трубопроводу и прохождении через углесос для достижения нужной степени измельчения. Модели процессов транспортировки известны и многочисленны, модели процессов пропитывания и дезинтеграции изучены не так хорошо, но примеры уже есть, однако никто не пытался решить задачу выбора параметров гидротранспортной системы, обеспечивающей не только доставку нужного количества твердого, но и измельчение его до требуемой степени дробления.

Процессы дробления и измельчения применяются для доведения минерального сырья до необходимой крупности или для получения требуемого гранулометрического состава. В процессе дробления и измельчения куски и частицы угля разрушаются внешними силами. Разрушение происходит преимущественно по ослабленным сечениям, трещиноватостям и другим дефектным местам структуры после перехода за предел прочности нормальных и касательных напряжений, возникающих в материале при его упругих деформациях – сжатии, растяжении, изгибе или сдвиге. Существует множество способов измельчения и дробления угля. Наиболее распространенным является механический способ, эффективны гидроимпульсный и электрогидроимпульсный способы измельчения, а также измельчение угля в трубопроводах при гидротранспортировании.

По технологическому назначению механические машины, применяемые для разрушения кусков и частиц минерального сырья и других материалов, разделяются на две основные группы: дробилки и мельницы. При мокром дроблении и измельчении дополнительно имеет место разрушение частиц в результате пропитывания их жидкостью. Кроме того, в ряде технологий приготовления структурированных суспензий процесс пропитывания является отдельной операцией, проводимой перед измельчением с целью снижения прочности частиц твердой фазы за счет эффекта Рибиндера. Как показывают результаты исследований некоторых авторов, в результате этого возможно не только снизить энергоемкость измельчения, но и улучшить характеристики гранулометрического состава измельченного материала, а также реологические параметры структурированных суспензий [2, 3, 4].

Гидроимпульсный и электрогидроимпульсный способы измельчения предполагают разрушение твердого материала под действием ударных волн, генерируемых в результате гидравлического удара. Известно также устройство для электрогидроимпульсной обработки угольных пластов [5], которое за счет создания мощных импульсных ударов в заполненной водой скважине при электрическом разряде между электродами трансформирует электрическую энергию в механическую. Для этого в скважину, пробуренную по пласту, вводятся электроды и под напряжением 5...8 кВ осуществляется импульсная обработка. При создании импульсов в скважине, заполненной водой, наблюдается электрический пробой, в результате которого в искровом разряде создается газообразная среда, которая по своим характеристикам является плотной низкотемпературной плазмой высокого давления. Вследствие сопротивления окружающей среды в массиве возникают высокие мгновенные давления, способствующие образованию ударных волн. Под воздействием гидравлических ударов угольный массив может разрушаться с появлением новых и раскрытием имеющихся трещин. Данный способ применим и для приготовления структурированных суспензий, так как образовавшаяся ударная волна посредством воды передает энергию на твердые частицы, вызывая тем самым их разрушение.

Измельчение горной породы также достигается при импульсном воздействии на нее. Так, одним из эффективных импульсных устройств является генератор импульсов давления (ГИД), который был разработан в ИГТМ НАН Украины (рис.1). Принцип его работы [6,7] основан на использовании явления периодически срывной кавитации. По мере увеличения скорости жидкости в узком сечении трубки Вентури происходит падение местного статического давления до критического значения, равного или близкого к давлению насыщенных паров жидкости. В результате этого возникает кавитация в виде кольцеобразной кавитационной зоны, распространяющейся по мере развития вдоль и в глубь (к оси) потока. При увеличении скорости потока в узкой части трубки кавитационная зона становится больше, образуя в районе максимальных скоростей и развитую кавитационную каверну. Таким образом, в потоке жидкости за генератором импульсного давления в преддиффузорной части создается избыточное давление, которое обеспечивает перемещение жидкости через суживающиеся и расширяющиеся части системы.

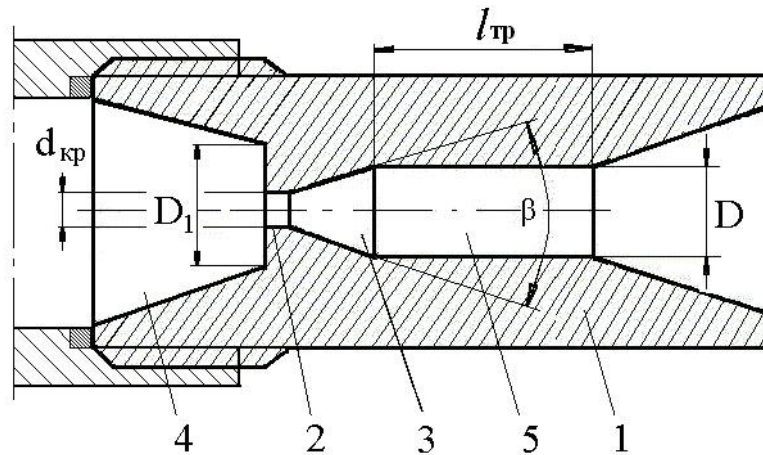


Рис. 1. Конструкция генератора импульсов давления : 1 – корпус; 2 – критическое сечение; 3 – диффузор кавитационной камеры; 4 – преддиффузорный проточный канал; 5 – последиффузорный канал.

При отрыве и схлопывании кавитационного пузырька, внутри него возникают высокие давления и температуры. Установлено, что в материале вблизи схлопывающегося пузырька температура повышается на 500-800⁰С, а внутри – на порядок выше. Схлопывание пузырька происходит в течение микросекунд, а возникающие ударные волны могут привести к высоким перепадам давления (до 4000 атмосфер) в окружающей пузырек жидкости. Волна давления от центра захлопывания распространяется по потоку на довольно большие расстояния (в экспериментах до 2,0 метров), а волна давления, которая распространяется против потока, демпфируется выросшей к этому моменту новой каверной, о чем свидетельствует отсутствие колебаний на входе в трубку Вентури, но она при этом принимает участие в формировании обратных течений и создает условия для отрыва следующей каверны. В потоке устанавливается процесс отрыва и захлопывания каверн, который самосинхронизируется.

Таким образом, в зависимости от геометрических параметров трубки Вентури в ней может происходить периодически срывное кавитационное течение, при котором осевшая каверна растет до максимальных размеров, а потом происходит отрыв ее в диффузорной части. Отличительной особенностью такого кавитационного течения являются стабильность частоты отрыва кавитационной каверны большого объема, расположенной в диффузоре, и её захлопывание. Гидроимпульсное воздействие на твердые частицы приводит к измельчению угля за счет ударной волны при схлопывании кавитационных пузырьков, а также к кавитационному воздействию на воду, увеличивая ее рН, что способствует интенсификации процесса разрушения.

Исследования [3, 8, 9] показывают, что интенсивность измельчения угля при гидротранспортировании в трубопроводах неодинакова по длине трубопровода. На начальном участке длиной от 3 до 5 км наблюдается наиболее интенсивное измельчение, характеризующееся резким уменьшением содержания крупных и крупно-средних классов, представленных кусками угля неправильной формы, имеющих минеральные включения, микро- и макротрещины. Скалывание выступающих неровностей и разрушение крупных кусков угля приводит к образованию мелких классов, а перетирание последних увеличивает выход микронных фракций. С увеличением расстояния транспортирования частицы угля приобретают округлую форму, крупность их уменьшается, структура становится более однородной, а сопротивляемость угля разрушению увеличивается.

Расчет трубопровода, для полидисперсной смеси образованной из материалов разных классов крупности, в конечном итоге сводится к:

$$H = L\lambda_0 \frac{V^2}{2gD} \left(1 + \frac{Ar(1-S_1)}{(1+ArS_1)} S_1 \right) + L\lambda_0 \frac{V^2}{2gD} \left(0.35S_2 \frac{w}{V} \sqrt{\frac{D}{d_{cp}}} + fS_3 \right) \frac{Ar(1-S_1)}{(1+ArS_1)}, \quad (1)$$

где S_1, S_2, S_3 – объемные концентрации соответственно тонких, мелких и кусковых фракций; L – длина трубопровода; λ_0 – коэффициент гидравлического трения при движении воды; V – средняя расходная скорость гидросмеси; g – ускорение свободного падения; D – диаметр трубопровода; w – скорость степенного падения частиц мелкой фракции; d_{cp} – средневзвешенный диаметр частиц мелкой фракции; f – обобщенный коэффициент трения частиц о нижнюю стенку трубы; Ar – параметр Архимеда.

Расчет трубопровода следует выполнить таким образом, чтобы в конце транспортирования получить уголь требуемой степени дробления. Для этого при всех прочих известных параметрах необходимо определить требуемую концентрацию, при которой обеспечивается не только доставка нужного количества угля, но и измельчение его до требуемой степени измельчения в рассматриваемых условиях.

Обработка экспериментальных данных [9] указывает на следующую зависимость степени измельчения угля при гидротранспортировании от крупности исходного угля и объемной концентрации гидросмеси:

$$i = a \frac{1 - 1,9S}{1 - S} d_{cp}^n, \quad (2)$$

где i – степень измельчения угля; S – объемная концентрация гидросмеси, д. е.; d_{cp} – средневзвешенная крупность угля перед гидротранспортированием, мм; a , n – эмпирические константы, зависящие от характеристик угля.

Углесос является необходимым элементом технологии трубопроводного транспорта. Сущность измельчения угля в углесосе заключается в дроблении угольных частиц при изменении направления потока гидросмеси. Поскольку энергия, необходимая для разрушения куска угля, определяется его массой и скоростью движения, то раскалыванию при одинаковой скорости подвергаются частицы, масса которых больше, т. е. интенсивность измельчения в углесосе зависит от крупности транспортируемого угля. Опытными подтверждается, что при уменьшении крупности исходного материала интенсивность измельчения в углесосе снижается. При гидротранспортировании угля средневзвешенной крупностью от 1,5 до 2,0 мм измельчения в углесосе практически не происходит. Зависимость степени измельчения от окружной скорости рабочего колеса и его порядкового номера при последовательном расположении углесосов можно описать уравнением вида [9]:

$$d_{cp} = i_P d_0; \quad (3)$$

$$i_P = 0,17 + 0,035V + 0,277m, \quad (4)$$

где i_P – степени измельчения угля в углесосе; d_0 – средневзвешенная крупность рядового угля, мм; V – окружная скорость рабочего колеса, м/с; m – общее количество колес последовательно работающих углесосов.

Для расчета параметров гидротранспортной установки в рассматриваемых условиях необходимо знать крупность и концентрацию транспортируемых частиц. В конечном итоге требуемая концентрация, при которой обеспечивается не только доставка нужного объема угля, но и измельчение его до требуемой степени дробления определяется как:

$$S = \frac{d_N - a(i_P d_0)^{n+1}}{d_N - 1,9a(i_P d_0)^{n+1}}, \quad (5)$$

где d_N – необходимая средневзвешенная крупность угля после гидротранспортирования, мм.

Обозначив составляющую уравнения (5) $a(i_P d_0)^{n+1}$ через P и разделив на d_N , получим следующее выражение для требуемой концентрации:

$$S = \frac{1 - \frac{P}{d_N}}{1 - 1,9 \frac{P}{d_N}}. \quad (6)$$

График зависимости требуемой концентрации транспортируемых частиц от суммарной степени дробления в углесосах и трубопроводах изображен на (рис. 2).

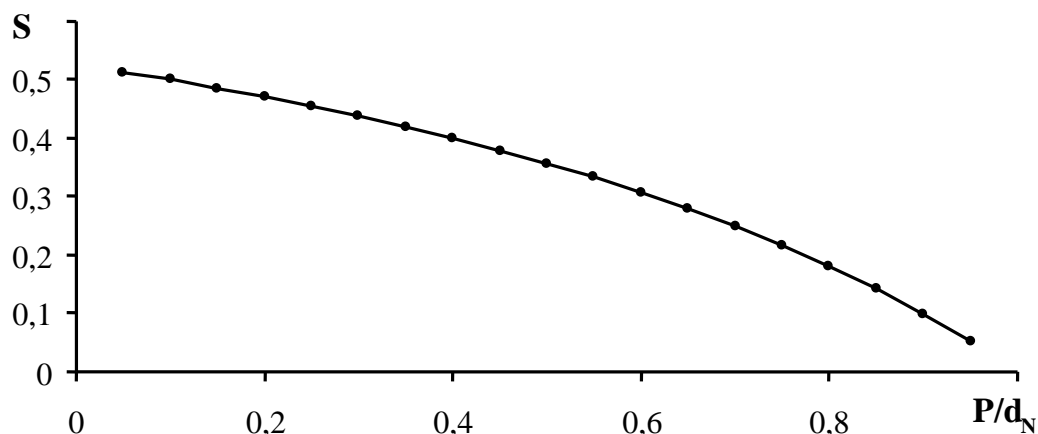


Рис. 2. Кривая зависимости объемной концентрации гидросмеси от суммарной степени дробления

Проведя линейную аппроксимацию требуемой концентрации транспортируемых частиц от суммарной степени дробления в углесосах и трубопроводах, получим уравнение линии тренда (рис. 3)

$$S = 0.5775 - 0.4935 \frac{P}{d_N} \quad (7)$$

при величине достоверности аппроксимации $R^2 = 0.9678$.

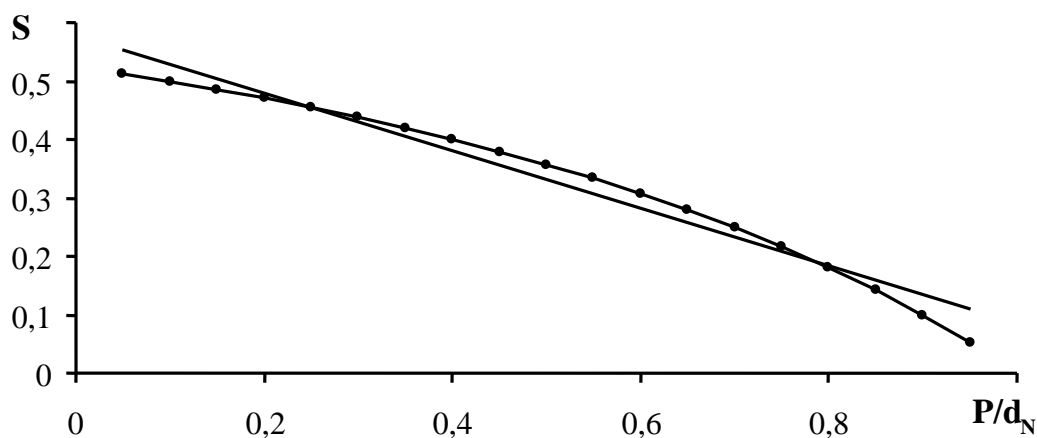


Рис. 3. График линейной аппроксимации объемной концентрации гидросмеси

Определение требуемой объемной концентрации гидросмеси для рассматриваемых условий позволяет связать воедино количество транспортируемого угля, степень измельчения частиц угля в углесосах и степень измельчения частиц в транспортных трубопроводах. Таким образом, гидротранспортная система решает одновременно три задачи: транспортирование, пропитывание и дезинтеграцию транспортируемых частиц с нужной степенью измельчения для последующего создания структурированных суспензий.

Использование угля в виде структурированной суспензии взамен традиционных энергоносителей обеспечивает чрезвычайно широкий спектр признанных во всем мире положительных технологических, экономических, экологических и трудовых эффектов. А поиск наименее энергоемких способов приготовления структурированных суспензий позволит сделать уголь конкурентоспособным с другими видами топлива.

Список литературы

1. Круть, О.А. Водовугільне паливо / О.А. Круть. – К.: Наук. думка, 2002. – 172 с.
2. Семененко, Е.В. Расчет параметров гидротранспорта высококонцентрированных водоугольных суспензий / Е.В. Семененко, А.А. Круть // Форум горняков – 2011: Материалы междунар. конф., октябрь, 2011 г. – Д.: НГУ, 2011. – С. 205 – 211.
3. Мурко, В.И. Научные основы процессов получения и эффективного применения водоугольных суспензий: автореф. дис. ... д-ра техн. наук: 05.17.07 / В.И. Мурко. – М., 1999. – 48 с.
4. Проблемы разработки россыпных месторождений / И.Л. Гуменик, А.М. Сокил, Е.В. Семененко, В.Д. Шурыгин. – Д.: Сич, 2001. – 224 с.
5. Сергеев И.В. Новые направления совершенствования способов дегазации угольных пластов / И.В. Сергеев, В.Г. Рыжков, Р.Г. Багдасаров // Проблемы горного дела. – М.: Недра, 1974. – С. 34–40.
6. Васильев Л.М. Научные основы процесса и создание технических средств нагнетания жидкости в угольные пласты для борьбы с вредными явлениями в шахтах : дис. доктора техн. наук: 05.15.11; 05.05.06 / Васильев Леонид Михайлович. – Д., 1985. – 307 с.
7. Родин А.В. Обоснование параметров и разработка погружного кавитационного генератора импульсов давления, обеспечивающего повышение эффективности предварительного увлажнения угольных пластов : дис. ... канд. техн. наук: 05.05.06 / Родин А.В. – Днепропетровск, 1983. – 254 с.
8. Обоснование параметров и режимов работы гидротранспортных систем горных предприятий / Ю.Д. Баранов, Б.А. Блюсс, Е.В. Семененко, В.Д. Шурыгин. – Днепропетровск: Новая идеология, 2006. – 416 с.
9. Свитлый, Ю.Г. Расчет измельчаемости угля при гидротранспорте / Ю.Г. Свитлый // Гидравлическая добыча угля. – 1966. – № 11. – С. 8 – 11.

Рекомендовано до друку: д-ром техн. наук, проф. Блюссом Б.А.

УДК 621.311.243

С.В. Машиурка

(Україна, Дніпропетровськ, Державний ВНЗ "Національний гірничий університет")

ДОСЛІДЖЕННЯ РОБОТИ ФОТОГАЛЬВАНІЧНИХ ЕЛЕМЕНТІВ В УМОВАХ ДНІПРОПЕТРОВСЬКОЇ ОБЛАСТІ

Зростання населення Землі та рівня енергоспоживання за рахунок розвитку промисловості та особистих потреб сучасної людини, скорочення запасів традиційних енергоресурсів призвело до розповсюдження альтернативних або відновлювальних джерел енергії, до яких відноситься і сонячна енергетика. Використання сонячних батарей з ефективністю 10 % перетворення сонячної енергії на електричну може 1000 разів задовольнити потреби електроенергії планети, при чому використання 0,4 % твердої поверхні Землі повністю забезпечить людство енергією [1]. Нова енергетична стратегія України спрямована на розвиток та збільшення використання нетрадиційних джерел енергії та доведення загальної потужності електростанцій до 2,1 ГВт. Порівняно з традиційними енергоресурсами сонячні панелі мають такі переваги: джерело енергії є невичерпним та загально доступним, відсутні забруднювальні відходи при роботі, низькі експлуатаційні витрати, робота при температурі оточуючого середовища, модульність установки, можливість швидкої установки на нових та існуючих спорудах; крім того вони мають деякі недоліки, які значною мірою сповільнюють їх широке використання: розсіяне джерело енергії, великі витрати на встановлення модулів, непередбачувана часова або денна вихідна потужність, відсутність економічно ефективного способу накопичення виробленої енергії. Тому дослідження ефективності роботи сонячних електростанцій в умовах України у цілому та Дніпропетровської області є актуальним завданням для реалізації програми розвитку нетрадиційної електроенергетики.

Метою роботи є розробка математичної моделі фотогальванічного елемента та дослідження його роботи в умовах використання на території Дніпропетровської області.

Через те, що один фотогальванічний елемент виробляє струм рівня кількох ампер при напрузі у декілька мілівольт, то для досягнення заданих напруги та струму цілої панелі сонячні генератори складаються з багатьох елементів, що з'єднуються послідовно та паралельно. За таких умов номінальна вольт-амперна характеристика (ВАХ) може бути отримана шляхом складання величин напруг всіх дискретних елементів, з'єднаних послідовно, та складанням струмів усіх елементів, з'єднаних паралельно. Проте такий підхід можливий лише тоді, коли всі фотогальванічні елементи працюють за однакових умов, особливо це стосується освітленості та температури, що на практиці не виконується внаслідок розбіжності технічних характеристик елементів одного типу та можливого потрапляння їх частин або повної поверхні у тінь через забруднення або тінь від рослин, будинків тощо. Нерівномірність умов ро-

боти складових сонячного генератора може призвести до значного зниження енергії, що виробляється. У цілому вихідна ВАХ сонячного генератора через зазначені фактори не відповідає кривій навантаження, тому для забезпечення роботи генератора з максимальною ефективністю він підключається до силового перетворювача, який виконує необхідні перетворення вихідних напруги та струму навантаження.

Для дослідження роботи сонячного генератора у різних режимах необхідно скласти його математичну модель, параметри якої можуть бути взяті з паспортних даних постачальників фотогальванічних елементів. Існують різні способи падання дискретного елемента, які дозволяють у спрощеному вигляді врахувати втрати енергії у ньому та мають неявну взаємну залежність параметрів елементів, що призводить до ускладнення процесу розв'язання задачі моделювання.

Схема заміщення фотогальванічного елемента (рис. 1) являє собою джерело струму, який відповідає фотоструму і залежить від характеристик напівпровідникового матеріалу, з якого вироблений елемент, рівня освітлення та температури [2]:

$$I_{\Phi} = I_{\Phi\text{СУТ}} \frac{G}{G_{\text{СУТ}}} (1 + \alpha_1(T - T_{\text{СУТ}})),$$

де I_{Φ} – фотострум фотогальванічного елемента, А; $I_{\Phi\text{СУТ}}$ – фотострум при стандартних умовах тестування, А; G – інтенсивність сонячного випромінювання, Вт/м²; $G_{\text{СУТ}}$ – інтенсивність сонячного випромінювання при стандартних умовах тестування (СУТ або STC), Вт/м²; $\alpha_1 = dI/dT|_{\text{СУТ}}$ – температурний коефіцієнт струму.

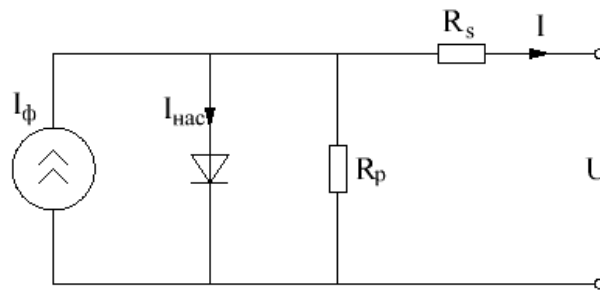


Рис. 1. Схема заміщення фотогальванічного елемента з урахуванням втрат енергії

Струм діода (див. рис. 1) враховує фізичні процеси, які відбуваються у кремнієвому р-п переході, і визначається як

$$I_d = I_{\text{нас}} \left(e^{\frac{V}{\eta V_t}} - 1 \right),$$

де $I_{\text{нас}}$ – струм насичення діода, $I_{\text{нас}}$ – зворотній струм насичення діода:

$$I_{\text{нас}} = C \cdot T^3 \cdot e^{\left(\frac{-E_{\text{енз}}}{kT} \right)},$$

V – напруга фотогальванічного елемента, В; $V_t = kT/q$ – термічна напруга, В; k – стала Больцмана; q – заряд електрона, Кл; $E_{\text{енз}}$ – ширина енергетичної зони матеріалу напівпровідника, Дж; C – температурний коефіцієнт.

Активні опори R_s та R_p додаються до схеми заміщення з метою врахування внутрішнього та контактних опорів елемента, а також струму витоку відповідно. Величина послідовно приєднаного опору впливає на нахил ВАХ у зоні великих напруг, що наближені до напруги холостого ходу, причому зі збільшенням величини опору зменшується нахил кривої та зростають втрати енергії у фотогальванічному елементі. З іншого боку, паралельно приєднаний опір впливає на нахил кривої в зоні струму короткого замикання, зі зменшенням якого збільшується струм, що проходить через опір та віднімається від вихідного струму елемента. Значення цих опорів безпосередньо впливають на ефективність роботи фотогальванічного елемента, яка визначається коефіцієнтом заповнення

$$FF = \frac{U_{\text{МП}} \cdot I_{\text{МП}}}{U_{\text{ХХ}} \cdot I_{\text{КЗ}}},$$

де $U_{\text{МП}}$, $I_{\text{МП}}$ – вихідні напруга та струм фотогальванічного елемента, що відповідають моменту роботи елемента з максимальною вихідною потужністю.

Вихідний струм сонячної батареї, схема заміщення якої наведена на рис. 1, згідно з роботою [2] розраховується як

$$I = I_{\phi} - I_{\text{нас}} \left(e^{\frac{V}{\eta V_t}} - 1 \right) - \frac{U + IR_s}{R_p}.$$

Як бачимо, вираз для визначення струму являє собою нелінійну неявну функцію, тому що ні струм, ні напруга не можуть бути виражені в явному вигляді, проте таке описання підходить для дослідження процесів, що відбуваються у сонячних модулях, панелях, полосах або цілих полях.

Перейдемо до розрахунку параметрів схеми заміщення за рівняннями, що описують процеси фотогальванічного елемента. У паспортних даних наводяться лише ті параметри, що відповідають стандартним умовам тестування:

- напруга холостого ходу $U_{xx \text{ СУТ}}$;
- температурний коефіцієнт напруги холостого ходу $\alpha_U = dU_{xx}/dT|_{\text{СУТ}}$;
- струм короткого замикання $I_{кз \text{ СУТ}}$;
- температурний коефіцієнт струму короткого замикання $\alpha_I = dI_{кз}/dT|_{\text{СУТ}}$;
- вихідні напруга та струм фотогальванічного елемента, що відповідають точці роботи з максимальною вихідною потужністю $U_{\text{МП}}, I_{\text{МП}}$.

Невідомими параметрами залишаються фотострум та струм насичення діода, коефіцієнт ідеальності діода та активні опори. Для розрахунку фотоструму не вистачає його значення за стандартних умов тестування, яке можна прийняти таким, що дорівнює струму короткого замикання. Для визначення струму насичення діода не вистачає температурного коефіцієнта C , який можна розрахувати як

$$C = \frac{I_{\text{нас СУТ}}}{T_{\text{СУТ}}^3 \cdot e^{\frac{-E_{\text{енз}}}{kT_{\text{СУТ}}}},$$

де струм насичення за стандартних умов тестування [2]

$$I_{\text{нас СУТ}} = I_{\phi \text{ СУТ}} \cdot e^{-\frac{U_{xx \text{ СУТ}}}{\eta n_s V_t \text{ СУТ}}}.$$

Коефіцієнт ідеальності діода можна визначити за таким виразом

$$\eta = \frac{\alpha_U - \frac{U_{xx \text{ СУТ}}}{T_{\text{СУТ}}}}{n_s U_t \text{ СУТ} \left(\frac{\alpha_I}{I_{\phi \text{ СУТ}}} - \frac{3}{T_{\text{СУТ}}} - \frac{E_{\text{енз}}}{kT_{\text{СУТ}}^2} \right)}.$$

Для розрахунку значень активних опорів необхідно розв'язати систему двох нелінійних рівнянь [2]:

$$\begin{cases} R_p = \frac{U_{\text{МП СУТ}} + I_{\text{МП СУТ}} R_s}{I_{\phi} - I_{\text{МП СУТ}} - I_{\text{нас СУТ}} \left(e^{\frac{U_{\text{МП СУТ}} + I_{\text{МП СУТ}} R_s}{\eta U_t \text{ СУТ}}} - 1 \right)}; \\ I_{\text{МП СУТ}} - U_{\text{МП СУТ}} \frac{1}{1 + \frac{R_s}{R_p} + \frac{R_s I_{\text{нас СУТ}}}{\eta U_t \text{ СУТ}} e^{\frac{U_{\text{МП СУТ}} + I_{\text{МП СУТ}} R_s}{\eta U_t \text{ СУТ}}}} = 0. \end{cases} \quad (1)$$

Для розрахунку струму фотогальванічного елемента та активних опорів його схеми заміщення вводиться параметр χ , який має такий вигляд:

$$\chi = \frac{U_{\text{МП СУТ}} + R_s I_{\text{МП СУТ}}}{\eta U_t \text{ СУТ}},$$

тоді значення активних опорів можна розрахувати за такими рівняннями:

$$R_s = \frac{\chi \eta U_t \text{ СУТ} - U_{\text{МП СУТ}}}{I_{\text{МП СУТ}}}; \quad (2)$$

$$R_p = \frac{\chi \eta U_t \text{ СУТ}}{I_{\phi} - I_{\text{МП СУТ}} - I_{\text{нас СУТ}} (e^{\chi} - 1)}. \quad (3)$$

Після підстановки цих рівнянь у формулу (1) та нехтуючи складовою R_s^2 , запишемо

$$2U_{\text{МП СУТ}}(I_{\text{МП СУТ}} - I_{\phi} - I_{\text{нас СУТ}}) + (I_{\phi} + I_{\text{нас СУТ}})\chi\eta U_{t \text{ СУТ}} + I_{\text{нас СУТ}}e^{\chi} \left(-\chi\eta U_{t \text{ СУТ}} + U_{\text{МП СУТ}} \left(2 - \frac{U_{\text{МП СУТ}}}{\eta U_{t \text{ СУТ}}} \right) \right) = 0.$$

Спростивши перші два доданки отриманого виразу, отримаємо нелінійне рівняння вигляду

$$U_{\text{МП СУТ}}(2I_{\text{МП СУТ}} - I_{\phi} - I_{\text{нас СУТ}}) + I_{\text{нас СУТ}}e^{\chi} \left(-\chi\eta U_{t \text{ СУТ}} + U_{\text{МП СУТ}} \left(2 - \frac{U_{\text{МП СУТ}}}{\eta U_{t \text{ СУТ}}} \right) \right) = 0,$$

яке можна розв'язати за допомогою W-функції Ламберта

$$f(\chi) = \chi e^{\chi},$$

тоді остаточно маємо вираз для визначення χ , після підстановки якого у рівняння (2) та (3) можна отримати формулу для обчислення активних опорів у явному вигляді [2]:

$$\chi = \text{lambertW} \left(\frac{U_{\text{МП СУТ}}(2I_{\text{МП СУТ}} - I_{\phi} - I_{\text{нас СУТ}})e^{\frac{U_{\text{МП СУТ}}(U_{\text{МП СУТ}} - 2\eta U_{t \text{ СУТ}})}{\eta^2 U_{t \text{ СУТ}}^2}}}{\eta U_{t \text{ СУТ}} I_{\text{нас СУТ}}} \right).$$

За допомогою W-функції Ламберта можна також записати в явному вигляді рівняння для розрахунку струму фотогальванічного елемента:

$$I = \frac{R_p(I_{\phi} + I_{\text{нас}}) - U}{R_s + R_p} - \frac{\eta U_t}{R_s} \text{lambertW}(\theta),$$

де

$$\theta = \frac{(R_p/R_s)I_{\text{нас}}e^{\frac{R_p R_s(I_{\phi} + I_{\text{нас}}) + R_p U}{\eta U_t(R_s + R_p)}}}{\eta U_t}.$$

Дослідження процесу роботи фотогальванічних елементів в умовах Дніпропетровської області було виконано шляхом математичного моделювання (рис. 2) вихідного струму панелі з урахуванням сезонної зміни температури навколишнього середовища та освітленості сонячних панелей. При цьому моделювання виконується за умови однакового рівня освітленості всієї сонячної панелі та однакової температури нагріву, що відповідає ідеалізованим умовам роботи фотогальванічних елементів. Струми I_{ϕ} та I_d подані у вигляді джерел струму, а навантаження – джерела напруги, значення якого змінюється від 0 до $U_{\text{хх}}$.

Вихідні дані щодо інтенсивності сонячного випромінювання та температурного режиму регіону для розрахунку взято з офіційного сайту Європейського союзу [3], які разом з отриманими результатами зведено до таблиці 1, де також наведена максимальна потужність, яку може генерувати одна сонячна панель. При розрахунку було прийнято, що середньодобове значення інтенсивності сонячного випромінювання дорівнює 10 годинам денного часу, панель має південну орієнтацію та встановлена під кутом 48° до горизонту. Як приклад вибрано сонячну панель KVAZAR KV250M з такими паспортними параметрами:

- номінальна потужність $P = 250$ Вт;
- напруга холостого ходу $U_{\text{хх СУТ}} = 37,3$;
- температурний коефіцієнт напруги холостого ходу $\alpha_U = dU_{\text{хх}}/dT|_{\text{СУТ}} = -0,33 \text{ \%}/^\circ\text{C}$;
- струм короткого замикання $I_{\text{кз СУТ}} = 8,75$ А;
- температурний коефіцієнт струму короткого замикання $\alpha_I = dI_{\text{кз}}/dT|_{\text{СУТ}} = 0,07 \text{ \%}/^\circ\text{C}$;

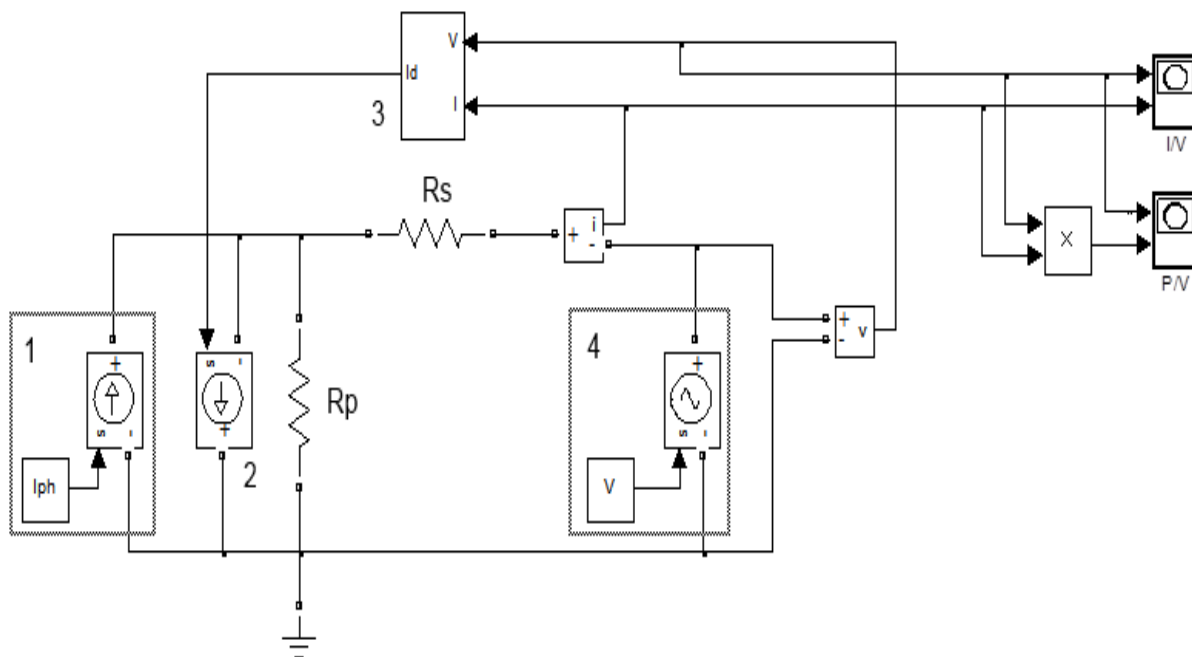


Рис. 2. Структурна схема математичної моделі сонячної панелі:

- 1 – кероване джерело струму фотогальванічного елемента I_{ϕ} ;
- 2 – кероване джерело струму діода, що враховує фізичні процеси у кремнієвому р-п переході;
- 3 – підсистема, що розраховує значення струму діода;
- 4 – джерело напруги, яке являє собою представляє навантаження фотогальванічного елемента

- вихідні напруга та струм фотогальванічного елемента, що відповідають точці роботи з максимальною вихідною потужністю відповідно $U_{МП} = 30,7 \text{ В}$, $I_{МП} = 8,2 \text{ А}$;
- кількість фотогальванічних елементів $n_s = 60$.

Таблиця 1

Дані щодо інтенсивності сонячного випромінювання та температурного режиму регіону

Місяць	січ.	лют.	бер.	квіт.	трав.	черв.	лип.	серп.	вер.	жовт.	лист.	груд.
Середньодобова температура повітря, °С	-3,7	-9,3	0,5	13,5	16,5	23	22,1	22,6	17,2	12,4	4,5	-3,3
Інтенсивність сонячного випромінювання, Вт/м ²	160	276	495	656	765	778	786	766	592	405	195	112
Максимальна потужність, Вт	38,6	71,3	125,5	156,8	178,9	176,7	179	174,5	140	98,1	46,7	25,5

Наведені у таблиці дані, а також графіки залежностей вихідної потужності та струму від вихідної напруги відповідно до сезону (рис. 3 та 4) свідчать про те, що ефективно сонячні панелі можуть працювати лише у весняний та літній періоди часу, коли їх ефективність становить близько 60%, у той час, коли восени та взимку можна досягти ефективності лише 40 та 20% відповідно.

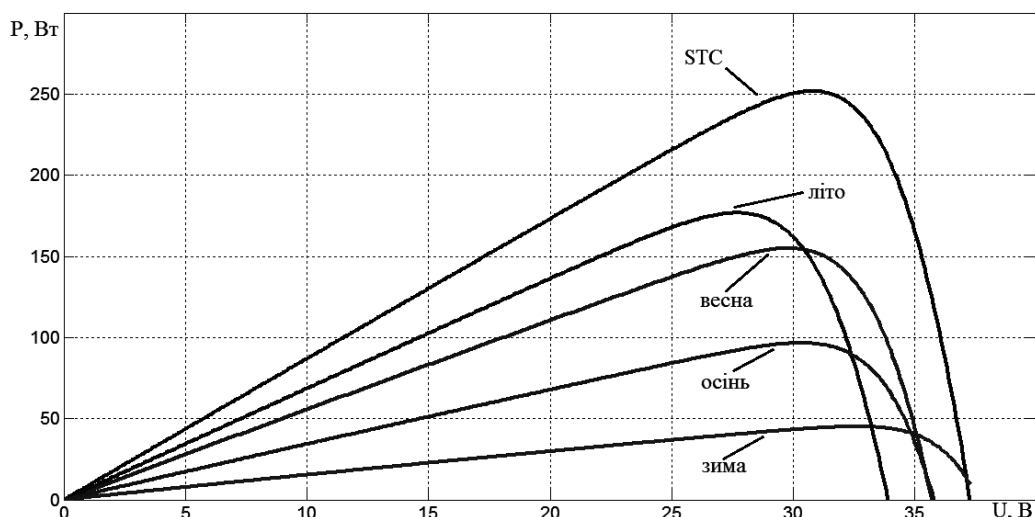


Рис. 3. Графіки залежності вихідної потужності від вихідної напруги сонячної панелі для різних сезонів

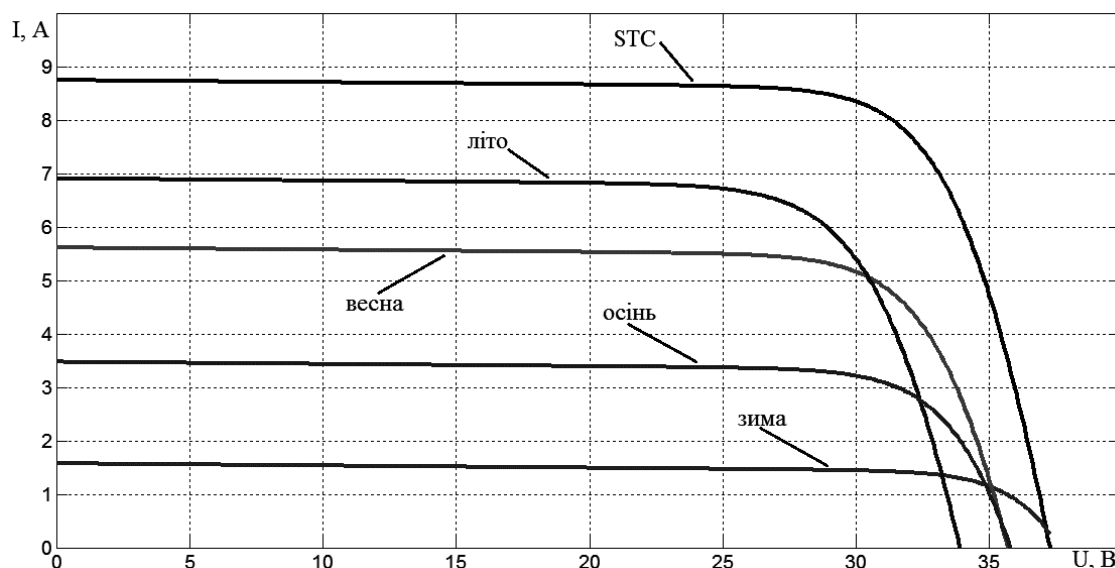


Рис. 4. Графіки залежності вихідного струму від вихідної напруги сонячної панелі для різних сезонів

Висновки. Наведена нелінійна математична модель та алгоритм розрахунку параметрів схеми заміщення сонячної панелі у явному вигляді дозволяють визначити ефективність роботи фотогальванічних елементів при зміні зовнішніх умов та величини навантаження, а також може бути використана для подальшого дослідження роботи системи, до виходу якої приєднано напівпровідниковий перетворювач енергії.

Список літератури

1. Luque A. Handbook of Photovoltaic Science and Engineering / A. Luque, S. Hegedus. – 2nd ed. – John Wiley & Sons, Ltd, 2011. – 1168 p.
2. Femina N. Power electronics and Control Techniques for Maximum energy harvesting in Photovoltaic systems / N. Femina, G. Petrone, G. Spagnuolo, M. Vitelli. – Boca Raton: Taylor & Francis Group, LLC, 2013. – 356 p.
3. Офіційний сайт Європейського союзу – Інститут енергетики, Інтерактивна мапа [Електронний ресурс] – Режим доступу до даних: <http://re.jrc.ec.europa.eu/pvgis/apps4/pvest.php>.

Рекомендовано до друку: к-том техн. наук, доц. Азюковським О.О.

V. Chernaja

(Ukraine, Kremenchug, Kremenchuk Mykhailo Ostrohradskyi National University)

EVALUATION OF ACTUAL AND POSSIBLE NECESSARY-DUTY ELECTRIC TRAINS WITH PERMISSIBLE UNDER HEATING CONDITIONS OF TRACTION MOTORS

As evidenced by numerous studies, the main cause of damage to the traction electric motors electric contact of mine is the excess of the actual thermal conditions over the settlement. First of all, this is due to the operating conditions, namely the fact that most of the time traction electric motors work in unsteady (transient) modes. These modes reduce reliability of traction electric motors and lead to deterioration of the performance within the electric locomotive. In connection with this urgent problem studies of temperature modes of operation of traction electric motors in the mine and laboratory testing using real materials of practical experiments. The first step towards solving this problem is to assess the estimated and the actual carrying capacity for electric trains under heating conditions of traction electric motors.

As is known, the load condition of traction electric motors electric locomotive trains carrying capacity is determined by [1,2].

In basic research prof. Rengevich A., prof. Sinchuk O., assoc. Oat G. [3,4] in the operation of electric iron ore mines in the conditions established as fact two basic starting points:

- contact electric traction motors most of the time working in unsteady transients when their power and traction settings do not reach the nominal;
- the main cause of premature failure of these types of traction motors in electric analyzed the kinds of mines are uncontrolled thermal regimes.

According to his writings, prof. Sinchuk O., the main cause of such events are:

- a feature of mining technology in domestic iron ore mines;
- barbaric attitude to the management of electric locomotives by the locomotive engineer when control of their movement is not made of controllers, as expected, but a separation or merger of the current collector (pantograph) to electric overhead wire machinist;
- imperfection of a design of traction electric motors.

Even a cursory analysis of the underlying causes of these factors convinces us that their exclusion can not be achieved through the development of model trivial traction electric drive and control them. Tactic structure of traction electric drive should include the necessary set of studies on factors affecting actual work of traction electric motor traction drives and on this basis to develop appropriate ways to control and protect not only the manifestation odious states, but primarily for preventive assessment of engine parameters and their temperature regimes.

The first step in this direction should be to assess the solvency calculation methods locomotive haulage, whereby the selected parameters including the composition and terms of traction electric drive electric.

With the conventional method of calculating locomotive haulage based on very general considerations tend to be motivated "analogies" and cash standard equipment and choose one or the other type of locomotive. Next he purchased the trailer weight with a maximum capacity of subsequent verification by the conditions prevailing at the start of an electric lift, laden composition at the same prevailing bias, traction motors heating [1]. Finally, determine the elements of movement and plotted haulage, which must be the primary production operational document for the organization of transport used inside. To determine the weight of electric locomotive, respectively above listed conditions are encouraged to use the following formulas [1,5]:

$$P + Q_{ep} = \frac{1000P_c\psi}{\omega_{ep} + i_{cp} + 110j_0} \tag{1}$$

$$P + Q_{ep} = \frac{1000P_T\psi}{110j_T - \omega'_{ep} + i_{cp}}, \tag{2}$$

$$P + Q_{ep} = \frac{F_e}{\alpha\sqrt{\tau}(\omega'_{ep} + i_{p.c})}, \tag{3}$$

$P + Q_{ep}$ – laden weight of, ψ – coefficient of electric traction rails, P_c – electric towing weight, ω_{ep} – trigger resistance to the movement of loaded wagons, i_{cp} – resistance of the average deviation, j_0 – starting acceleration, F_e – continuous thrust, α – shunting mode factor, ω'_{ep} – the traveling resistance movement laden trolley,

Енергозбереження та енергоефективність

τ – relative duration of the motion, $i_{p.c}$ – the slope of equal strength, R_T – electric brake weight, j_T – braking deceleration.

Having in mind that the formulas given above determination of the composition does not depend on the performance of mining sites, is the maximum allowable value of electric locomotive.

In the calculations the following values: $\omega_{ep} = 6 \text{ kg/t}$, $\omega'_{ep} = 8 \text{ kg/t}$, $i = 3\text{‰}$.

The results of calculations are summarized in table 1. As the table shows, for the same maximum value of electric Equal constraint obtained very different.

Table 1.

Conditions limiting magnitude of	Weight composition, t	
	Type electric locomotive	
	K10	K14
Start locomotive with cargo on the rise $\psi = 0,2$	130	182
Deceleration over a length of 40 meters	83	80,5
Allowable amount of heat traction electric motors $\alpha = 1,4$, $z = 1000 \text{ m}$	153	282

Many years of experience in operating electric locomotive transport iron ore mines allows that motion graphics projects recommended electric locomotive in certain aquifers of various mines never implemented in practice and the actual value was significantly different from the calculated.

Assessing the performance of different methods of calculation can be concluded that the technical capacity at the main factor electric locomotive heat-traction motors receive the most (Table 1).

So, the actual capacity of the mines of the Krivoy Rog basin locomotive trains with electric locomotives K14 170-180 m, which corresponds to 55-65 % of the load bearing capacity of heating conditions on the traction motors. In this regard, the literature contains remarks that actually operated in value was, electric traction motors in their functioning in iron ore mines underused power [6]. However, this statement is not consistent with the data practices.

The author's analysis shows that the conditions for iron ore mines (4.1) yields a significant gap between the actual and the estimated load capacity of defining the underutilization of traction electric motors for power. To determine the actual extent of use of traction electric motors have been the author of thermal processes at work electric locomotive voyage under Kryvbass iron ore mines.

In this field study conducted in the laboratory, and the best part – in an industrial environment mines PJSC "Krivorozhzhelzrudkom" developing ore deposits located in the north central part of Krivoy Rog iron ore basin.

It should be noted that the mining and geological features are characteristic of the studied mines as part of the iron ore basin and other domestic iron ore mines in performance and ore transportation schemes.

In connection with this conclusion seems logical that the results of studies conducted on these mines can be considered representative and for dissemination to other domestic iron ore mines.

References

1. Синчук О.Н., Гузов Э.С., Шулин Н.И. и др. Системы управления шахтным электровозным транспортом. – К.: Техника, 1985. – 198 с.
2. Многомерная система контроля и регулирования температуры предельно нагруженного оборудования электровозов Ш.К. Исмаилов, В.П. Смирнов, А.М. Худогонов // Ежемесячный научно-технический и производственный журнал. – М.: Вестник машиностроения, 2007. – № 2(2007). – С. 41-44.
3. Синчук О.Н., Беридзе Т.М., Гузов Э.С. Системы управления рудничным электровозным транспортом, – М.: Недра, 1993. – 255 с.
4. Ренгевич А.А. Показатели рейсовой работы рудничных контактных электровозов. – Вопр. рудничного трансп., вып. 5, 1961, с. 118-124.
5. Шорин В.Г. / Тяговые расчеты подземной электровозной откатки // М. 1960. – С. 6-9.
6. Электроподвижной состав. Эксплуатация, надежность и ремонт: Учебник для вузов ж.-д. трансп. / Под ред. А. Т. Головатого, П.И. Борцова. – М.: Транспорт, 1983. – 350 с.

Рекомендовано до друку: к-том техн. наук, доц. Якімцем С.М.

А. В. Нікітенко

(Україна, Дніпропетровськ, Дніпропетровський національний університет залізничного транспорту ім. ак. В. Лазаряна)

ПОКАЗНИКИ ЯКОСТІ ЕЛЕКТРИЧНОЇ ЕНЕРГІЇ РЕКУПЕРОВАНОЇ НА ЕЛЕКТРИФІКОВАНИХ ДІЛЯНКАХ ПОСТІЙНОГО СТРУМУ

Вступ

Рекуперативне гальмування, без сумніву, є технологічно зручним і необхідним режимом для роботи електрорухомого складу (ЕРС) залізниць. Переходячи в генераторний режим, електровоз генерує електричну енергію за рахунок накопиченої кінетичної енергії поїзда. При цьому відбувається плавне пригальмування ЕРС до необхідної технологічної швидкості. Повертаючи електричну енергію до тягової мережі, режим рекуперативного гальмування є економічно вигідним, а в умовах світової енергетичної та економічної криз – ще й стратегічним. Проте, процес забезпечення якості електричної енергії є не менш важливим фактором у даному випадку. Як відомо, якість електричної енергії сильно впливає на надійність і економічність роботи електричного обладнання. Погіршення її якості може призвести до завдання шкоди обладнанню споживачів (або виходу з ладу електричного обладнання), порушення роботи пристроїв автоматики, телемеханіки, зв'язку, електронної техніки, збільшення втрат самої електричної енергії, нерегламентованих змін технологічного процесу, зниження якості виготовленої продукції та ін. В окремих випадках якість енергії може впливати на безпеку та здоров'я людей [1].

Вимоги до якості електричної енергії на території України визначаються стандартом ГОСТ 13109-97 «Електрична енергія. Електромагнітна сумісність технічних засобів. Норми якості електричної енергії в системах електропостачання загального призначення» [2]. У Російській Федерації до нього додається ще й ГОСТ Р 53333-2008 «Електрична енергія. Електромагнітна сумісність технічних засобів. Контроль якості електричної енергії в системах електропостачання загального призначення» [3]. У той же час, вимоги до якості електричної енергії в країнах ЄС – більш жорсткі. Основним регламентуючим документом є EN50160 – оцінка якості напруги. У США – IEEE Std. 1159 195 «Recommended Practice for Monitoring Electric Power Quality» (Рекомендовані заходи з моніторингу якості електричної енергії). Важливим також є розділ у стандарті NFPA 70B «Electrical Equipment Maintain» (Обслуговування електричного обладнання) [4–8].

ГОСТ 13109-97 містить одинадцять критеріїв для оцінки показників якості електричної енергії. Він дозволяє чітко розподілити електричну енергію на ту, що відповідає нормам якості, та ту, яка цим нормам не відповідає. Ці критерії регламентують «нормально допустимі» та «гранично допустимі» норми якості електричної енергії, тобто допустимі відхилення напруги, частоти, гармонічного складу від номінальних значень. Потрібно відзначити, що ГОСТ 13109-97 встановлює критерії та норми в електричних мережах систем електропостачання загального призначення змінного однофазного та трифазного струмів з частотою 50 Гц. На сьогодні значна частина залізничного транспорту України, увесь шахтний, міський та кар'єрний електротранспорт живляться від тягової мережі постійного струму [9]. Тому актуальним буде визначення основних критеріїв та показників якості електричної енергії в тяговій мережі постійного струму в режимі рекуперації ЕРС.

Методи експериментальних досліджень

Експериментальні дослідження необхідних величин і розрахунки енергетичних показників виконували для електровозів та електропоїздів постійного струму.

Як відомо, напруга та струм ЕРС у режимі рекуперації є випадковими функціями часу $U(t)$ та $I(t)$. Для оцінки якості електричної енергії на ділянці Нижньодніпровськ–Вузол Придніпровської залізниці було записано реєстрограми напруг $U(t)$ та струмів $I(t)$ в режимі рекуперації електровозів ВЛ8 (рис. 1) за допомогою програмно-апаратного комплексу для реєстрації напруг та струмів.

На Кримському відділенні дороги реєстрограми напруг та струмів у режимі рекуперації фіксували на електропоїздах ЕПЛ2Т (рис. 2). Здійснено також моніторинг напруг на тягових підстанціях (ТП) та на пунктах секціонування Кримського відділення дороги. Для цього було використано самописні вольтметри.

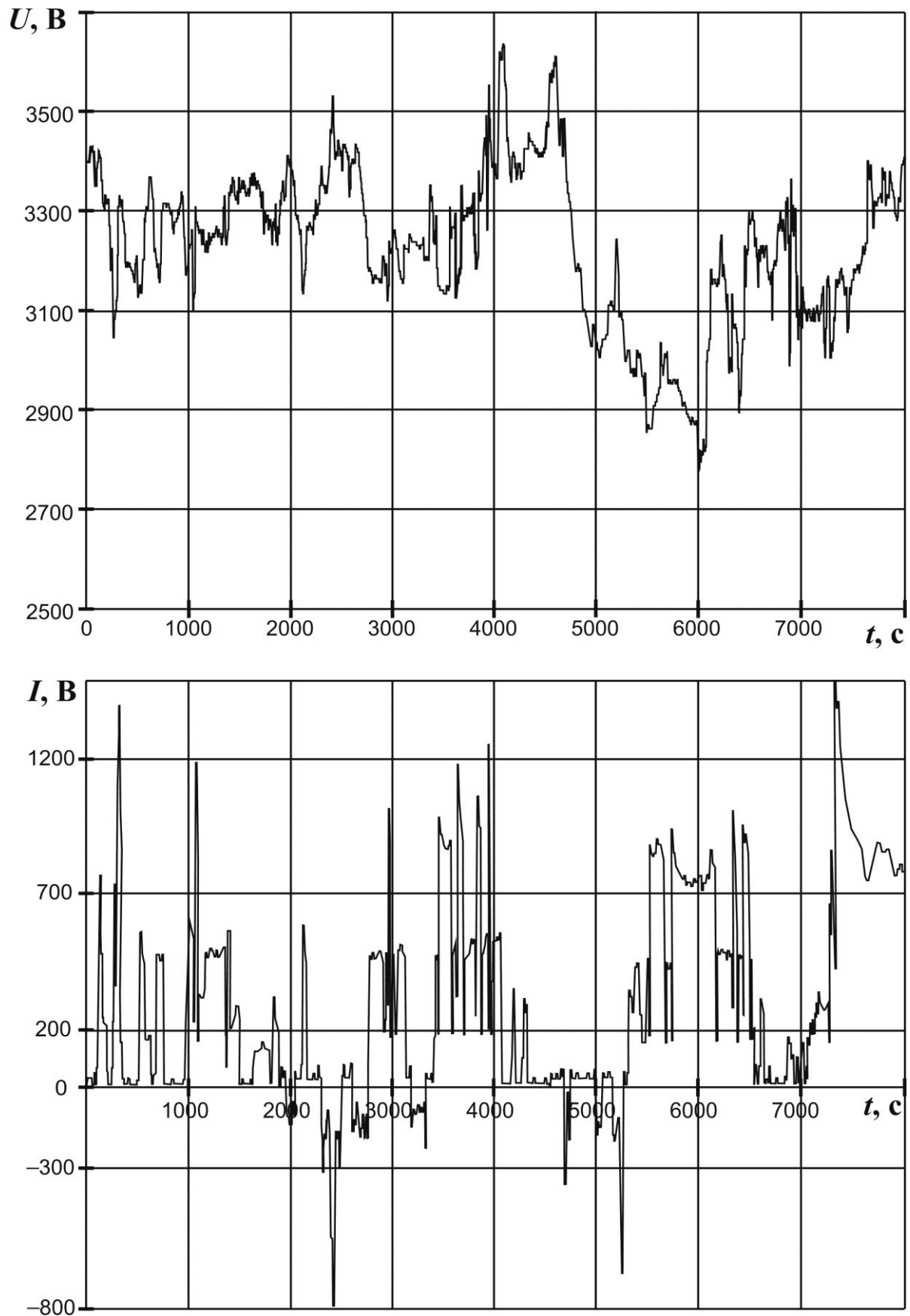


Рис. 1. Регістрограми напруги та струму на струмоприймачі електровоза ВЛ8 на ділянці Нижньодніпровськ–Вузол Придніпровської залізниці

Аналіз реєстрограм

Як відомо, основним документом, що регламентує роботу залізниць України, є «Правила технічної експлуатації залізниць України». У розд. 7 лише частково регламентовано роботу споруд та пристроїв електропостачання залізниць та встановлено для системи постійного струму тільки два поняття, що визначають найбільший та найменший рівні напруги в тяговій мережі. На відміну від ГОСТ 13109-97 тут відсутні критерії, за числовими значеннями яких можна зробити висновок про її відповідність нормам якості. Розглянемо ці два поняття більш детально.

Під *найбільшою напругою* розуміють найвище допустиме її значення на шинах ТП або на струмоприймачі ЕРС при будь-яких експлуатаційних умовах, за виключенням комутаційних режимів. Згідно з «Правилами технічної експлуатації залізниць України» найбільша напруга на шинах ТП та на струмоприймачі ЕРС не повинна перевищувати 3850 В на ділянках без рекуперативного гальмування. На ділянках з рекуперативним гальмуванням ця напруга не може перевищувати 4000 В. Номінальна напруга на шинах ТП має бути 3300 В, а на струмоприймачі ЕРС 3000 В.

Під *найменшою напругою* розуміють таке найнижче допустиме її значення на шинах ТП або на струмоприймачі ЕРС при будь-яких експлуатаційних умовах, за виключенням комутаційних режимів. Найменша напруга на струмоприймачі ЕРС не має бути нижчою за 2700 В. Проте для ТП найменша напруга не регламентується.

З реєстрограм випливає, що напруга на діючих ділянках Придніпровської залізниці у більшості випадків коливається в допустимих межах (наприклад, на рис. 1 від 2790 до 3620 В). Проте слід зазначити, що номінальна напруга на струмоприймачі електровоза була вищою за 3000 В і коливалась в межах 3100...3300 В, що не відповідає встановленим нормам. У режимі рекуперації найбільша напруга на струмоприймачі електровоза досягає 3400...3600 В, а найменша – коливається в межах 3000...3100 В. Іноді найменша напруга на пантографі електровоза в тяговому режимі становила 2800...2900 В, що також відповідає прийнятим нормам.

Результати аналізу реєстрограм напруг, записаних на Кримському відділенні дороги, гірші. Під час їх розшифровки було зафіксовано наступне:

- напруга в контактній мережі в середині підстанційних зон Поштова–Сірень, Сірень–Макензієві гори, Остряково–Ярково, тобто на відстані близько 10 км від тягових підстанцій, періодично протягом 2...3 хв збільшувалася до 4200 В, що викликано застосуванням рекуперації вантажними поїздами в цих зонах;
- один випадок короткочасного стрибка напруги до 4300 В у районі роз'їзду Сторожова.
- випадки зниження напруги в районі станцій Верхньосадова до 2500...2600 В, Самохвалово – 2400...2600 В і Сторожова – 2900 В при проходженні вантажних поїздів;

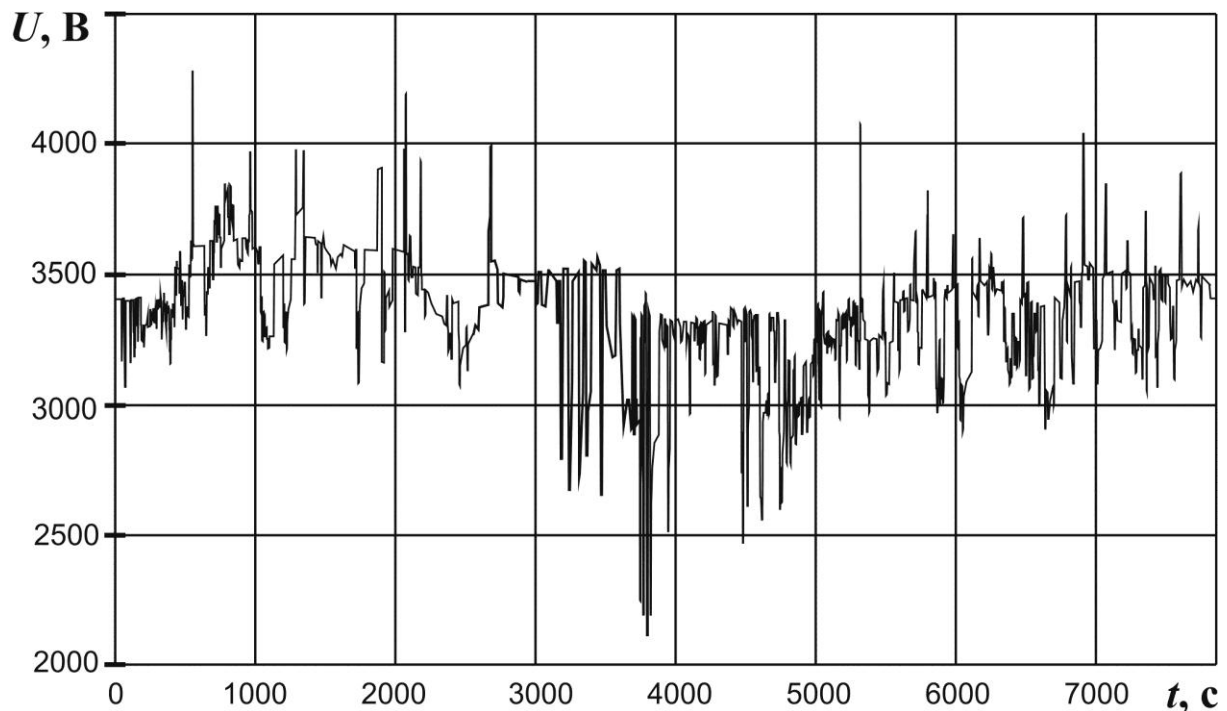


Рис. 2. Реєстрограми напруги на струмоприймачі електропоїзда ЕПЛ12Т на ділянці Сімферополь–Севастополь–Сімферополь

Енергозбереження та енергоефективність

- на тяговій підстанції Інкерман II підвищення напруги до 4150 В при застосуванні ЕРС рекуперації. При розділенні паралельного живлення зони Макензієвої гори – Інкерман II і відсутності навантаження на підстанції Інкерман II напруга холостого ходу була 3850 В. Середня напруга на шинах тягової підстанції знаходилася в межах 3400...3550 В. Мінімальна напруга при проходженні вантажного поїзда за період запису зафіксована лише один раз і становила 2900 В;

- на тяговій підстанції Євпаторія максимальна напруга 3950 В спостерігалася лише один раз. При розділенні паралельного живлення на фідерній зоні Євпаторія–Саки за відсутності навантаження на підстанцію напруга холостого ходу становила 4200 В, середня напруга на шинах підстанції – 3500 В, а при проходженні поїздів не знижувалась за 3000 В.

Показники якості електричної енергії в режимі рекуперації

На жаль, визначити показники якості електричної енергії в режимі рекуперації ЕРС неможливо, оскільки стандартів, які б визначали основні критерії і допустимі межі коливання цих показників в Україні не існує. Для вирішення поставленої проблеми постає необхідність уведення деяких показників якості з ГОСТ 13109-97. Спробуємо визначити деякі з них.

Відхилення напруги визначають як відносну різницю між фактичним U та номінальним $U_{\text{ном}}$ значеннями напруги на шині ТП або на струмоприймачі ЕРС за формулою

$$\delta U_y = \frac{U_y - U_{\text{ном}}}{U_{\text{ном}}} \cdot 100\% , \quad (1)$$

де U_y – усереднене значення напруги на шині ТП або на струмоприймачі ЕРС за хвилину, В.

Згідно з ГОСТ 13109-97 нормально допустимі і гранично допустимі значення усталеного відхилення напруги δU_y становлять відповідно ± 5 та $\pm 10\%$.

У роботі [10] під відхиленням напруги на ТП пропонують розуміти зміну напруги такої тривалості, яка призводить до зміни швидкості ЕРС. При цьому слід розуміти відхилення додатнім, якщо $U_y > U_{\text{ном}}$ або від'ємним, якщо $U_y < U_{\text{ном}}$.

Усереднені значення напруг на струмоприймачі ЕРС та їх відхилення в режимі рекуперативного гальмування наведені в табл. 1. Як бачимо, максимальне відхилення напруги на струмоприймачі ЕРС у режимі рекуперації склало 43,33 %, а мінімальне –0,1 %.

Таблиця 1

№ п/п	Ділянки			
	Нижньодніпровськ–Вузол		Сімферополь–Севастополь	
	$U_y, \text{В}$	$\delta U_y, \%$	$U_y, \text{В}$	$\delta U_y, \%$
1	3410	13,67	3720	24
2	3530	17,67	3430	14,33
3	3070	2,33	3650	21,67
4	3350	11,67	4300	43,33
5	3180	6	3910	30,33
6	3270	9	3520	17,33
7	3440	14,66	3880	29,33
8	2997	-0,1	3990	33

Під коливаннями напруги розуміють швидку зміну напруг, яка відбувається зі швидкістю 1–2 % за секунду і більше. Автори роботи [10] під коливанням напруги в тяговій мережі пропонують розуміти зміну напруги такої тривалості, яка не призводить до зміни швидкості ЕРС. Коливання напруги характеризується амплітудою (розмахом) коливань та розраховується за формулою

$$\delta U_t = \frac{U_{\text{max}} - U_{\text{min}}}{U_{\text{ном}}} \cdot 100\% . \quad (2)$$

Результати розрахунків коливань напруги на струмоприймачі ЕРС у режимі рекуперації зведені до табл. 2, із якої випливає, що мінімальне коливання напруги на ділянці Нижньодніпровськ–Вузол Придніпровської залізниці $\delta U_t = 0,67\%$, а максимальне $\delta U_t = 9,33\%$. На ділянці Сімферополь–Севастополь

Енергозбереження та енергоефективність

Кримського відділення дороги мінімальне коливання напруги $\delta U_t = 3,3 \%$, а максимальне $\delta U_t = 26,66 \%$.

Згідно з Європейським стандартом EN50160 допускається коливання напруги до $6 \dots 10 \%$ [10]. З табл. 2 видно, що в режимі рекуперації коливання напруги на струмоприймачі ЕРС на Кримському відділенні дороги європейським нормам не відповідають.

Таблиця 2

№ п/п	$U_{\max}, \text{В}$	$U_{\min}, \text{В}$	Колівання напруги на струмоприймачі ЕРС $\delta U_t, \%$
Нижньодніпровськ–Вузол			
1	3410	3320	3
2	3410	3290	4
3	3530	3332	6,6
4	3440	3380	2
5	3430	3150	9,33
6	3490	3250	8
7	3070	3050	0,67
8	3234	2997	7,9
Сімферополь–Севастополь			
9	4400	3600	26,66
10	3700	3500	6,66
11	3980	3590	13
12	4010	3500	17
13	3400	4100	23,33
14	3600	3300	10
15	3500	3400	3,3
16	3650	3400	8,33

Імпульс напруги $U_{\text{імп}}$ розглядають як максимальне значення напруги при її різкій зміні. При цьому тривалість фронту імпульсу не має бути більшою за 5 мс. Під імпульсом напруги розуміють різку зміну напруги в точці електричної мережі (у даному випадку між струмоприймачем та колією), після якої спостерігається відновлення напруги до попереднього значення. Імпульс напруги нормується її максимальним значенням. Тривалість імпульсу оцінюють виразом

$$\Delta t_{\text{імп}0,5} = t_{\text{к}0,5} - t_{\text{п}0,5}, \quad (4)$$

де $t_{\text{п}0,5}$, $t_{\text{к}0,5}$ – початковий та кінцевий моменти часу відповідно. Їх визначають як точки перетину кривої імпульсу напруги з горизонтальною лінією, проведеною на рівні половини амплітуди цього імпульсу, тобто на рівні $0,5 \cdot U_{\text{імп}}$.

Точно оцінити величину імпульсу для записаних реєстрограм неможливо. Це пов'язано з тим, що проміжок часу запису значень напруги на струмоприймачі дорівнює одній хвилині.

Тимчасова перенапруга $K_{\text{пер}U}$ розраховується за формулою

$$K_{\text{пер}U} = \frac{U_{\max}}{U_{\text{ном}}}. \quad (5)$$

Коефіцієнт тимчасової перенапруги характеризується тривалістю $\Delta t_{\text{пер}U}$. Для його визначення фіксують початковий момент часу $\Delta t_{\text{п.пер}}$ в точці перевищення напруги $1,1 \cdot U_{\text{ном}}$, а також кінцевий момент часу $\Delta t_{\text{к.пер}}$ при спаданні напруги до значення $1,1 \cdot U_{\text{ном}}$. Для визначення тривалості перенапруги користуються таким виразом:

$$t_{\text{пер}U} = t_{\text{к.пер}} - t_{\text{п.пер}}. \quad (6)$$

Результати розрахунків тимчасової перенапруги на струмоприймачі ЕРС у режимі рекуперації зведені в табл. 3, із якої випливає, що мінімальна перенапруга становить $K_{\text{пер}U} = 1,023$, а максимальна

$K_{перU} = 1,467$. На жаль, точно визначити тривалість тимчасової перенапруги неможливо, що обумовлено технологією запису реєстрограм.

Таблиця 3

№ п/п	Ділянки			
	Нижньодніпровськ–Вузол		Сімферополь–Севастополь	
	$U_{max}, В$	$K_{перU}, в.о.$	$U_{max}, В$	$K_{перU}, в.о.$
1	3410	1,137	4400	1,467
2	3360	1,12	3700	1,233
3	3530	1,177	3980	1,327
4	3440	1,147	4010	1,337
5	3330	1,11	3400	1,133
6	3490	1,163	3600	1,2
7	3070	1,023	3500	1,167
8	3234	1,078	3650	1,217

Оскільки реєстрація вимірів відбувалася з періодичністю в одну хвилину, то всі коефіцієнти, які розраховані в даній роботі, теоретично можуть приймати більші значення.

Висновки

1. На сьогодні використання рекуперативного режиму на залізничному транспорті України залишається перспективним напрямом для зниження собівартості перевезень та подальшого розвитку галузі. Однак не менш важливим є питання якості генерованої енергії [11]. Аналіз нормативної документації виявив, що в Україні не існує єдиного стандарту, за яким можна було б зробити висновок про якість рекуперованої енергії. Уведення додаткових показників дає можливість вирішити цю проблему, вдосконалити систему оцінювання показників якості електроенергії, достатньо точно оцінювати якість рекуперованої енергії, а головне – знайти шляхи підвищення електричної та економічної ефективності за рахунок застосування рекуперативного гальмування [12].

2. Наведений вище аналіз свідчить, що фактичні значення показників якості електроенергії для ЕРС постійного струму виходять за межі допустимих, а це, в першу чергу, призводить до додаткових її втрат не тільки в самому струмоприймачі ЕРС, але і в усіх елементах системи тяги. Аналіз реєстрограм, записаних на струмоприймачі ЕРС у режимі рекуперації та на шинах ТП, виявив, що на деяких ділянках залізниці застосування рекуперативного гальмування не можливе через значні коливання напруги, що призводить до спрацьовування системи захисту як на самому струмоприймачі ЕРС, так і на ТП.

Список літератури

1. Кудрин, Б. И. Электроснабжение промышленных предприятий [Текст] : учеб. пособие для вузов / Б. И. Кудрин. – М. : Интермет Инжиниринг, 2005. – 672 с.
2. ГОСТ 13109-97. Нормы качества электрической энергии в системах электроснабжения общего назначения [Текст] : Введ.01.01.1999. – Минск : Межгос. совет по стандартизации, метрологии и сертификации; М. : Изд-во стандартов, 1998. – 31 с.
3. Привалов, С. Я. Анализ электрических величин на токоприемнике электровоза в режимах тяги и рекуперации [Текст] / С. Я. Привалов // Научн. проблемы транспорта Сибири и Дальнего востока. – 2009. – Вып. 1. – С. 308–311.
4. Working Group WG2: Guide to quality of electrical supply for industrial installations. Part 4: Voltage unbalance. – IUE, 1998. – 168 p.
5. IEC Standard 61000-4-30. Power quality measurement methods, 2003. – 200 p.
6. IEC Standard 32(1). Machines électriques tournantes. Caractéristiques assignées et caractéristiques de fonctionnement, 1983. – 246 p.
7. EMC Guide for public power supply networks compatibility levels and permissible emission. – VDEW, 1992. – 120 p.
8. Golovanov N. Voltage Unbalance Vulnerability Areas in Power System Supplying High Speed Railway [Text] / N. Golovanov, C. Lazaroiu, M. Roscia, D. Zaninelli // PES General Meeting 2005 (June 12-17). – San Francisco, USA, 2005, pp. 120-132
9. Жежеленко, И. В. Качество электроэнергии на промышленных предприятиях [Текст] / И. В. Жежеленко, Ю. Л. Саенко. – 4-е изд., перераб. и доп. – М. : Энергоатомиздат, 2005. – 261 с.
10. Марквардт, К. Г. Электроснабжение электрифицированных железных дорог [Текст] / К. Г. Маквардт. – М. : Транспорт, 1982. – 582 с.
11. Yuruki Okada Energy Management for Regenerative Brakes on a DC Feeding System [Text] / Yuruki Okada, Takafumi Koseki, Satoru Sone // International Symposium on Speed-up and Service Technology for Railway and Maglev Systems STECH'2003 (2003.8.19-22). – Tokyo, Japan, 2003, pp. 84-88.
12. Методические указания по контролю и анализу качества электрической энергии в системах общего назначения. Ч. 2. Анализ качества электрической энергии. РД 153-34.0-15.502-2002. – М. : ОРГРЭС, 2000. – 56 с.

Рекомендовано до друку: д-ром техн. наук, проф. Костієм М.О.

АНОТАЦІЇ

Частина 1. ЕЛЕКТРОПОСТАЧАННЯ ТА ЕЛЕКТРОУСТАТКУВАННЯ

УДК 621.311

Оценивание электрических нагрузок по допустимому нагреву в действующих электрических системах с учетом реактивной составляющей / Скоробогатова В.И., Кулик Б.И. // Гірничя електромеханіка та автоматика: наук.-техн. зб. – 2014. – Вип. 92. – С. 3-6.

На прикладі режиму роботи діючої електричної системи підприємства показано, що як розрахункові навантаження за тривало допустимим нагрівом з урахуванням реактивної складової слід розглядати значення потужностей, які відповідають максимальному повному струму. Результати роботи рекомендується використовувати при проведенні енергоаудиту діючих електричних систем, а також при вирішенні завдання управління потоками реактивної енергії в них.

На примере режима работы действующей электрической системы предприятия показано, что в качестве расчетных нагрузок по длительно допустимому нагреву с учетом реактивной составляющей следует рассматривать значения мощностей соответствующие максимальному полному току. Результаты работы рекомендуется использовать при проведении энергоаудита действующих электрических систем, а также при решении задач управления потоками реактивной энергии в них.

УДК 622.272:621.3.07

Энергетические показатели современных угольных подъемных установок шахт / Разумный Ю.Т. Рухлов А.В., Крамаренко С.О. // Гірничя електромеханіка та автоматика: наук.-техн. зб. – 2014. – Вип. 92. – С. 7-11.

Розглянуто переваги та недоліки застосування регульованого електроприводу на головних підйомних установках вугільних шахт. Наведено та проаналізовано експериментальні матеріали для діючих вугільних підйомів з різними системами електроприводу.

Рассмотрены преимущества и недостатки применения регулируемого электропривода на главных подъемных установках угольных шахт. Приведены и проанализированы экспериментальные материалы по действующим угольным подъемам с различными системами электропривода.

УДК: 621.31

О влиянии гармонического состава питающего напряжения на энергетические показатели асинхронного двигателя и выбор средств для их повышения / Кузнецов В.В. // Гірничя електромеханіка та автоматика: наук.-техн. зб. – 2014. – Вип. 92. – С. 11-17.

Стаття присвячена питанням впливу гармонійного складу живлячої напруги та вибору засобів забезпечення якості живлячої напруги асинхронних двигунів.

Статья посвящена вопросам влияния гармонического состава питающего напряжения, а также выбору средств обеспечения качества питающего напряжения асинхронных двигателей.

УДК 652.1:586.24

Захисний потенціал підземного металевого трубопроводу сформований електротехнічною системою електрохімічного захисту / Азюковський О.О. // Гірничя електромеханіка та автоматика: наук.-техн. зб. – 2014. – Вип. 92. – С. 17-22.

Мінімізація корозійних негативних наслідків шляхом зменшення струмів витoku з підземного металевого трубопроводу до навколишнього ґрунту здійснюється внаслідок формування захисного потенціалу на трубопроводі. Доведено, що є недоцільним, в умовах активного впливу струмів, що блукають використання напівактивних засобів захисту від електрохімічної корозії, без автоматичної системи контролю потенціалу об'єкту, що підлягає захисту.

Минимизация коррозионных негативных последствий путем уменьшения токов утечки из подземного металлического трубопровода к окружающему грунту осуществляется путём формирования защитно-

го потенціала на трубопроводі. Доказано, что в условиях активного влияния блуждающих токов является нецелесообразным применение полупассивных средств защиты от электрохимической коррозии без автоматической системы контроля потенциала объекта, подлежащего защите.

УДК: 621.311.1

Safety cutout device while breaking aerial contact wire in traction networks / Grebeniuk A.N. // Гірнична електромеханіка та автоматика: наук.-техн. зб. – 2014. – Вип. 92. – С. 23-24.

Розглянуто можливість за допомогою пристрою захисного відключення запобігти режим замикання на землю в результаті обриву фазного проводу повітряної ЛЕП, а також за певних умов відключити джерело до появи замикання на землю в тягових мережах магістрального і міського транспорту.

Рассмотрена возможность с помощью устройства защитного отключения предотвратить режим замыкания на землю в результате обрыва фазного провода воздушной ЛЭП, а также при определенных условиях отключить источник до появления замыкания на землю в тяговых сетях магистрального и городского транспорта.

УДК 621.316

Оценка состояния повреждаемости в электроустановках напряжением выше 1000 В горных предприятий / Шкрабец Ф.П., Остапчук А.В., Кириченко М.С. // Гірнична електромеханіка та автоматика: наук.-техн. зб. – 2014. – Вип. 92. – С. 25-30.

Проаналізовано основні причини виникнення пошкоджень в розподільних мережах. Розглянуто основні показники надійності систем електропостачання. Наведено кількісні показники експлуатаційної надійності елементів підземної частини систем електропостачання шахт.

Проанализированы основные причины возникновения повреждений в распределительных сетях. Рассмотрены основные показатели надежности систем электроснабжения. Приведены количественные показатели эксплуатационной надежности элементов подземной части систем электроснабжения шахт.

УДК 621.331

Удосконалення системи діагностування силових трансформаторів тягових підстанцій електрифікованих залізниць / Матусевич О.О. // Гірнична електромеханіка та автоматика: наук.-техн. зб. – 2014. – Вип. 92. – С. 31-36.

Для вирішення проблем підвищення експлуатаційної надійності, своєчасного відновлення ресурсу та продовження строку використання тягових трансформаторів ТП електрифікованих залізниць України пропонується концепція діагностування, в основу якої покладено фізико-хімічне дослідження за допомогою спектрального аналізу та проведення розрахунку відносного зносу ізоляції за допомогою формули Монтзінгера.

Для решения проблем повышения эксплуатационной надежности, своевременного возобновления ресурса и продолжения срока использования тяговых трансформаторов ТП электрифицированных железных дорог Украины предложена концепция диагностирования, в основу которой положено физико-химическое исследование с помощью спектрального анализа и проведения расчета относительного износа изоляции с помощью формулы Монтзингера.

УДК 621.33.21: 622.62-83

Составляющие нагрузки тяговой преобразовательной подстанции бесконтактного транспорта / Дыбрин С.В., Сиверин И.С. // Гірнична електромеханіка та автоматика: наук.-техн. зб. – 2014. – Вип. 92. – С. 37-40.

У статті аналізуються складові навантаження тягової перетворювальної підстанції шахтного електровозного транспорту з бесконтактною передачею енергії.

В статье анализируются составляющие нагрузки тяговой преобразовательной подстанции шахтного электровозного транспорта с бесконтактной передачей энергии.

УДК 621.316.925

Modern development principles of protection and diagnostics in mining facilities mains and distribution grids / Shkrabets F.P., Ostapchuk A.V. // Гірничая електромеханіка та автоматика: наук.-техн. зб. – 2014. – Вип. 92. – С. 40-47.

У роботі приведений новий принцип роботи способу захисту, який ґрунтований на виконанні оцінки взаємного положення векторів струму нульової послідовності і векторів фазної напруги, що дозволяє значно підвищити чутливість облаштувань захисту від замикань на землю і зробити її практично незалежній від сумарної місткості мережі відносно землі. Створення цих принципів роботи облаштувань захисту дозволить значно підвищити надійність і електробезпеку мереж.

В работе приведен новый принцип работы способа защиты, который основан на выполнении оценки взаимного положения векторов тока нулевой последовательности и векторов фазных напряжений, что позволяет значительно повысить чувствительность устройств защиты от замыканий на землю и сделать ее практически независимой от суммарной емкости сети относительно земли. Создание данных принципов работы устройств защиты позволит значительно повысить надежность и электробезопасность сетей.

Частина II. АВТОМАТИЗАЦІЯ ВИРОБНИЧИХ ПРОЦЕСІВ

УДК 622.32

Разработка имитационной модели управления ориентацией бурового снаряда, с учетом влияния температурной погрешности датчиков его положения в пространстве / Ковшов Г.Н., Ужеловский А. В. // Гірничая електромеханіка та автоматика: наук.-техн. зб. – 2014. – Вип. 92. – С. 48-52.

Розглянуто імітаційну модель автоматизованої системи керування ротором бурового верстата, що містить регульований частотний електропривід і забезпечує в системі перехідний процес без перегулювання при повороті бурової колони. Показано перевага описання залежності величину кута показань датчика від температури поліномом 3-го порядку.

Рассмотрена имитационная модель автоматизированной системы управления ротором бурового станка, включающая регулируемый частотный электропривод и обеспечивающая в системе переходный процесс без перегуливания и при повороте буровой колонны. Показана предпочтительность описания зависимости величины угла показаний датчиков от температуры полиномом 3-го порядка.

УДК 622.68

Обеспечение безопасности перемещения буровых станков / Коптовец А.Н., Денищенко А.В., Зиль В.В., Юрченко О.О. // Гірничая електромеханіка та автоматика: наук.-техн. зб. – 2014. – Вип. 92. – С. 53-58.

Процес переміщення бурових верстатів в межах кар'єру за допомогою бульдозерів являється достатньо надійним і маловитратним за умови правильного вибору типів тягачів і параметрів жорсткого зчеплення. Пропоновані технічні рішення і методики розрахунку можуть істотно підвищити рівень безпеки при переміщенні бурових верстатів і для їх реалізації потрібно проведення проектно-конструкторських робіт.

Процесс перемещения буровых станков в пределах карьера при помощи бульдозеров является достаточно надежным и малозатратным при условии правильного выбора типов тягачей и параметров жесткой сцепки. Предлагаемые технические решения и методики расчета могут существенно повысить уровень безопасности при перемещении буровых станков и для их реализации требуется проведение проектно-конструкторских работ.

УДК 681.5.015

Автоматичний аналізатор ступеня завантаження кульового млина рудою за сигналом активної потужності електродвигунів магнітного сепаратора та млина / Фаріс Самір Расмі Альхорі // Гірничая електромеханіка та автоматика: наук.-техн. зб. – 2014. – Вип. 92. – С. 58-62.

В роботі наведено метод автоматичного контролю ступеня завантаження кульового млина рудою. Встановлено, що ступень завантаження млина визначається за знаком першої похідної сигналу активної потужності приводного електродвигуна магнітного сепаратора по сигналу активної потужності електродвигуна кульового млина. Коли знак цієї похідної позитивний, то млин перевантажено рудою, а коли знак негативний, то млин недовантажений.

В работе представлен метод автоматического контроля степени загрузки шаровой мельницы рудой. Установлено, что степень загрузки мельницы определяется по знаку первой производной сигнала активной мощности приводного электродвигателя магнитного сепаратора по сигналу активной мощности электродвигателя шаровой мельницы. Причем если знак этой производной положительный, то мельница перегружена, а если знак производной отрицательный, то мельница недогружена.

УДК [622.648.22:622.693.4].001.57

Определение параметров карты намыва при складировании отходов обогащения с концентрацией пасты / Семененко Е.В., Лапшин Е.С., Киричко С.Н. // Гірнична електромеханіка та автоматика: наук.-техн. зб. – 2014. – Вип. 92. – С. 62-66.

Впервые определено соотношение между числом Бингама и геометрическим комплексом (учитывает длину, угол наклона карты намыва и начальную высоту слоя пульпы), при котором обеспечивается перемещение фронта пульпы на заданное расстояние. Полученные результаты планируется использовать при разработке перспективных технологий транспортирования и складирования отходов обогащения в виде пасты.

Вперше було визначено співвідношення між числом Бінгама і геометричним комплексом (враховує довжину, кут нахилу карти намыву і початкову висоту прошарку пульпи), при якому забезпечується переміщення фронту пульпи на задану відстань. Отримані результати планується використовувати при розробці перспективних технологій транспортування і складування відходів збагачення у вигляді пасты.

УДК 658.014

Метод непараметрической идентификации нелинейных динамических объектов / Новицкий И.В., Костина О.И. // Гірнична електромеханіка та автоматика: наук.-техн. зб. – 2014. – Вип. 92. – С. 67-68.

Запропоновано метод непараметричної ідентифікації, який дозволяє скоротити час отримання апостеріорної інформації, що при реалізації адаптивного управління нестационарними інерційними об'єктами може мати вирішальне значення.

Предложен метод непараметрической идентификации, позволяющий сократить время получения апостериорной информации, что при реализации адаптивного управления нестационарными инерционными объектами может иметь решающее значение.

УДК 658.52.011.56

Нечітке управління киснево-конвертерного процесу / Богушевський В. С., Зубова К. М. // Гірнична електромеханіка та автоматика: наук.-техн. зб. – 2014. – Вип. 92. – С. 69-74.

В работе представлено результаты имитационного моделирования системы управления киснево-конвертерной плавкой с использованием регулятора нечеткой логики. Визначено параметри регулятора та досліджено якість регулювання за перехідним процесом. Встановлено, що регулюючи процес за запропонованою схемою можна підвищити частку брухту у шихті до 26,3 % не порушуючи умови шлакоутворення.

В работе представлены результаты имитационного моделирования системы управления кислородно-конвертерной плавкой с использованием регулятора нечеткой логики. Определены параметры регулятора и исследовано качество регулирования за переходным процессом. Установлено, что регулируя процесс по предложенной схеме можно увеличить долю лома в шихте до 26,3 % не нарушая условий шлакообразования.

УДК 681.5.08

Отработка поведения модели тепловой работы проходной печи при регулировании подачи топлива / Чернецкий Е.В., Томилин Е.М., Чичикало Н.И., Олейник О.Ю., Черная Е.С. // Гірнична електромеханіка та автоматика: наук.-техн. зб. – 2014. – Вип. 92. – С. 74-78.

Розглянуті питання поведінки моделі теплової роботи проходної печі відпалу руди при регулюванні подання палива. Доведено, що при роботі регулятора температури відповідно до ПИД-закону відбувається різке збільшення об'єму подання газу до пальників, а потім - його плавне зменшення. Для опису процесів доцільно використати комбіновану математичну модель теплової роботи тунельної печі, що враховує спільне моделювання двох режимів і визначати результуюче значення шляхом введення в модель поправочних коефіцієнтів.

Рассмотрены вопросы поведения модели тепловой работы проходной печи отжига руды при регулировании подачи топлива. Доказано, что при работе регулятора температуры в соответствии с ПИД-законом происходит резкое увеличение объема подачи газа к горелкам, а затем – его плавное уменьшение. Для описания процессов целесообразно использовать комбинированную математическую модель тепловой работы туннельной печи, учитывающую совместное моделирование двух режимов и определять результирующее значение путем введения в модель поправочных коэффициентов.

UDK 681.51/.54

Optimal speed regulator of the metal-cutting machine tool main drive / Vakutin A.V. // Гірничя електромеханіка та автоматика: наук.-техн. зб. – 2014. – Вип. 92. – С. 78-83.

За допомогою методу кореневого годографу отримані графіки залежності значень часу відновлення швидкості до заданого рівня та зменшення її від коефіцієнтів регулятора швидкості під час ступінчастого прикладення навантаження до електромеханічної системи. Отримані оптимальні параметри регулятора другого порядку для головного приводу металорізального верстата.

С помощью метода корневого годографа были получены графики зависимостей времени восстановления скорости до заданного уровня и величины ее просадки от коэффициентов регулятора скорости при ступенчатом приложении нагрузки к электромеханической системе. Получены оптимальные параметры регулятора второго порядка для главного привода металлорежущего станка.

УДК 681.518:621.22

Форсування збудження й динаміка перехідного процесу гідрогенератора / Радченко В.В. // Гірничя електромеханіка та автоматика: наук.-техн. зб. – 2014. – Вип. 92. – С. 83-90.

Показано основні чинники впливу на динаміку реалізації перехідних процесів гідрогенераторів. Розглянуті основні чинники обмеження форсування збудження і їх функціональні ролі. Відображені впливи інерційності і швидкодії регулювання на характер і динаміку протікання перехідних процесів синхронних машин. Приведені основні вимоги і умови підвищення динамічної ефективності енергетичних перетворювачів ГЕС. Запропонована схема реалізації необхідного й достатнього форсування збудження за умовами скорочення перехідного процесу.

Показаны основные факторы влияния на динамику реализации переходных процессов гидрогенераторов. Рассмотрены основные факторы ограничения форсировки возбуждения и их функциональные роли. Отражены влияния инерционности и быстродействия регулирования на характер и динамику протекания переходных процессов синхронных машин. Приведены основные требования и условия повышения динамической эффективности энергетических преобразователей ГЭС. Предложена схема реализации необходимой и достаточной форсировки возбуждения по условиям сокращения переходного процесса.

Частина III. ГІРНИЧА ЕЛЕКТРОМЕХАНІКА

УДК 622:331.82

Промислові випробування стопорно-фіксуєчого пристрою скребкового конвеєру із додатковим храповим механізмом / Варченко Ю.Е., Мельник Н.О., Авершин А.О., Безручко О.Є. // Гірничя електромеханіка та автоматика: наук.-техн. зб. – 2014. – Вип. 92. – С. 91-94.

Розглянуто способи і пристрої натягу тягового органа забійного скребкового конвеєра електроприводом. Наведені результати промислових випробувань стопорно-фіксуєчого пристрою скребкового конвеєра із додатковим храповим механізмом.

Рассмотрены способы и устройства натяжения тягового органа забойного скребкового конвейера электроприводом. Приведены результаты промышленных испытаний стопорно-фиксирующего устройства скребкового конвейера с дополнительным храповым механизмом.

УДК 622.625.28

Торможение шахтного локомотива на зтяжнмом уклоне при пульсирующем тормозном моменте / Мона А.Г. // Гірничя електромеханіка та автоматика: наук.-техн. зб. – 2014. – Вип. 92. – С. 94-98.

Розроблено математичну модель гальмування шахтного локомотива на зтяжнмом уклони дисковим гальмом, що створює на осі колісної пари пульсуючий синусоїдальний гальмівний момент. Установлено

максимальне абсолютне значення уклону колії, при якому температура робочої поверхні гальмівного диска не перевищить допустиме значення під час затяжного спуску.

Разработана математическая модель торможения шахтного локомотива на затяжном уклоне дисковым тормозом, создающим на оси колесной пары пульсирующий синусоидальный тормозной момент. Установлено максимальное абсолютное значение уклону пути, при котором температура рабочей поверхности тормозного диска не превысит допустимое значение во время затяжного спуска.

УДК 629.038:629.075:681.5.03

Ефективне демпфірування коливань в розгалужених електромеханічних силових системах гібридних транспортних засобів гірничої промисловості / Самойленко А.А., Ципленков Д.В. // Гірнична електромеханіка та автоматика: наук.-техн. зб. – 2014. – Вип. 92. – С. 98-101.

Отримані аналітичні залежності дозволяють зв'язати параметри електромеханічної системи гібридних транспортних засобів гірничої промисловості з законами керування за n-гармонійними складовими власних частот коливань та обчислити час зміни прискорення координати руху з урахуванням техніко-технологічних обмежень об'єкту керування.

Полученные аналитические зависимости позволяют связать параметры электромеханической системы гибридных транспортных средств горной промышленности с законами управления за n-гармоничными составляющими собственных частот колебаний и вычислить время изменения ускорения координаты движения с учетом технико-технологических ограничений объекта управления.

УДК 621.313.8

Efficiency of permanent magnet in electric generators with magnetoelectric excitation / Panchenko V.I., Fedorov S.I., Sukhova V.V. // Гірнична електромеханіка та автоматика: наук.-техн. зб. – 2014. – Вип. 92. – С. 101-104.

Виконано розрахунок ефективного об'єму постійних магнітів великої питомої енергії в електричних генераторах з магнітоелектричним збудженням.

Выполнен расчет эффективного объема постоянных магнитов большой удельной энергии в электрических генераторах с магнитоэлектрическим возбуждением.

УДК 622.673:[531.391+539.4]

Напружено-деформований стан каната з безмежною кількістю тросів при навантаженні розподіленим дотичним зусиллям / Самуся В.І., Колосов Д.Л. // Гірнична електромеханіка та автоматика: наук.-техн. зб. – 2014. – Вип. 92. – С. 105-109.

В роботі виконано аналітичне дослідження напружено-деформованого стану плоского гумотросового каната з безмежною кількістю тросів, навантаженого розподіленим дотичним зусиллям. Доведено, що напружений стан окремого троса в одностросовому канаті більш небезпечний, ніж тросів безмежно широкого каната. Отримана залежність коефіцієнта концентрації напружень від параметрів каната дозволяє врахувати розподіл напружень в гумі при проектуванні підйомно-транспортних машин з гумотросовим тяговим органом, чим підвищити безпеку експлуатації таких машин.

В работе выполнено аналитическое исследование напряженно-деформированного состояния плоского резиотросового каната с бесконечным количеством тросов, нагруженного распределенным касательным усилием. Доказано, что напряженное состояние отдельного троса в одностросовом канате более опасно, чем тросов бесконечно широкого каната. Полученная зависимость коэффициента концентрации напряжений от параметров каната позволяет учесть распределение напряжений в резине при проектировании подъемно-транспортных машин с резиотросового тяговым органом, чем повысит безопасность эксплуатации таких машин.

УДК: 621.3.078.4: 621.512

О критерии экономичности в математической задаче расчета КПД электромеханической системы "электрическая сеть – привод – компрессор – пневмосеть" / Кошеленко Е.В., Бобров А.В. // Гірнична електромеханіка та автоматика: наук.-техн. зб. – 2014. – Вип. 92. – С. 109-111.

В статті сформульована задача умовної оптимізації з одним параметром, що оптимізується, та який визначає оптимальний (максимальний) ККД електромеханічної системи за цикл, виходячи з його конкретних параметрів, режимів роботи, обмежень та припущень.

В статье сформулирована задача условной оптимизации с одним оптимизируемым параметром определяющим оптимальный (максимальный) КПД электромеханической системы за цикл, исходя из его конкретных параметров, режимов работы, ограничений и допущений.

Частина IV. ЕНЕРГОЗБЕРЕЖЕННЯ ТА ЕНЕРГОЕФЕКТИВНІСТЬ

УДК 621.311

Визначення ефективності заходів з енергозбереження в системі енергопостачання технологічного об'єкту / Випанасенко С.І., Дрешпак Н.С. // Гірничая електромеханіка та автоматика: наук.-техн. зб. – 2014. – Вип. 92. – С. 112-114.

Проаналізовано зв'язок між параметрами режиму системи енергопостачання технологічного об'єкта. Визначено ефективність заходів з енергозбереження на етапах генерування, розподілу та споживання енергії.

Проанализирована связь между параметрами режима системы энергоснабжения технологического объекта. Определена эффективность мероприятий по энергосбережению на этапах генерирования, распределения и потребления энергии.

УДК 622.648:[622.732:621.926.086]

Снижение энергоемкости приготовления структурированных суспензий за счет измельчения угля при транспортировке / Рубан В.Д., Подоляк К.К. // Гірничая електромеханіка та автоматика: наук.-техн. зб. – 2014. – Вип. 92. – С. 114-119.

Розглянуто гидротранспортировка вугілля, як спосіб отримання вугілля з необхідним ступенем дроблення. Також проаналізовані існуючі розрахунки параметрів гидротранспортной установки, при яких на виході можна отримати полідисперсне середовище з частинками вугілля необхідної великої. Визначення необхідної об'ємної концентрації гідросуміші дозволяє зв'язати воедино кількість вугілля, що транспортується, ступінь подрібнення частинок вугілля у вуглесосах і ступінь подрібнення частинок в транспортних трубопроводах. Таким чином, гидротранспортная система, окрім транспортування вугілля, може вирішувати задачу просочення і дезинтеграції частинок, що транспортуються, з потрібним ступенем подрібнення для подальшого створення структуризованих суспензій.

Рассмотрена гидротранспортировка угля, как способ получения угля с требуемой степенью дробления. Также проанализированы существующие расчеты параметров гидротранспортной установки, при которых на выходе можно получить полидисперсную среду с частицами угля необходимой крупности. Определение требуемой объемной концентрации гидросмеси позволяет связать воедино количество транспортируемого угля, степень измельчения частиц угля в углесосах и степень измельчения частиц в транспортных трубопроводах. Таким образом, гидротранспортная система, кроме транспортировки угля, может решать задачу просочивания и дезинтеграции транспортируемых частиц с нужной степенью измельчения для последующего создания структурированных суспензий.

УДК 621.311.243

Дослідження роботи фотогальванічних елементів в умовах Дніпропетровської області / Івака С.В. // Гірничая електромеханіка та автоматика: наук.-техн. зб. – 2014. – Вип. 92. – С. 119-124.

Наведені математичні моделі фотогальванічного елемента у явному та неявному вигляді, а також розрахунок їх параметрів на основі паспортних даних сонячної панелі. Виконано аналіз ефективності роботи сонячної батареї в умовах Дніпропетровської області залежно від зміни зовнішніх умов на протязі року та величини навантаження, на основі якого зроблено висновок про найбільшу ефективність панелі у весняний та літній періоди часу.

Приведены математические модели фотогальванического элемента в явной и неявной форме, а также расчет их параметров на основе паспортных данных солнечной панели. Выполнен анализ эффективности работы солнечной батареи в условиях Днепропетровской области в зависимости от изменения внешних условий в течение года и величины нагрузки, на основании которого сделан вывод о наибольшей эффективности панели в весенний и летний периоды времени.

УДК 622.6-82: 629.086

Evaluation of actual and possible necessary-duty electric trains with permissible under heating conditions of traction motors / Chernaja V. // Гірничі електромеханіка та автоматика: наук.-техн. зб. – 2014. – Вип. 92. – С. 125-126.

Режим навантаження тягових електричних двигунів електровозів визначається вантажопідйомністю електровозів. Проведений аналіз показує, що для умов залізничних шахт запропонована формула розрахунку ваги електровозів дає значний розрив між фактичною і розрахунковою вантажопідйомністю складу, визначаючи недовикористання тягових електричних двигунів по потужності.

Режим нагрузки тяговых электрических двигателей электровозов определяется грузоподъемностью электровозов. Проведенный анализ показывает, что для условий железорудных шахт предлагаемая формула расчета веса электровозов дает значительный разрыв между фактической и расчетной грузоподъемностью состава, определяя недоиспользование тяговых электрических двигателей по мощности.

УДК 621.333.4-021.4

Показники якості електричної енергії рекуперованої на електрифікованих ділянках постійного струму / Нікітенко А. В. // Гірничі електромеханіка та автоматика: наук.-техн. зб. – 2014. – Вип. 92. – С. 127-132.

Пропонується використовувати деякі критерії з ГОСТ 13109-97 для оцінки якості електричної енергії, що рекуперується на електрифікованих ділянках постійного струму. Проведена кількісна оцінка її якості. Виконано аналіз характеру зміни напруги на струмоприймачі електровоза ВЛ8 та електропоїзда ЕПЛ-2Т в режимі рекуперативного гальмування.

Предлагается использовать некоторые критерии с ГОСТ 13109-97 для оценки качества рекуперированной электрической энергии на электрифицированных участках постоянного тока. Проведена количественная оценка качества рекуперированной энергии. Выполнен анализ характера изменения напряжения на токоприемнике электровоза ВЛ8 и электропоезда ЭПЛ-2Т в режиме рекуперативного торможения.

Відомості про авторів

Авершин Андрій Олександрович	Канд. психол. наук, доцент кафедри "Гірнична електромеханіка та транспортні системи" Стахановського навчально-наукового інституту гірничих та освітніх технологій Української інженерно-педагогічної академії, м. Стаханов	91
Азюковський Олександр Олександрович	Канд. техн. наук, доцент, доцент кафедри "Електропривод" Державного ВНЗ "Національний гірничий університет"	17
Бакутін Андрій Вадимович	Аспірант кафедри "Електропривода" Державного ВНЗ "Національний гірничий університет"	78
Безручко Олег Євгенович	Гірничий інженер, головний інженер ВП «Шахта Вергелівська» ДП «Луганськвугілля», м. Брянка	91
Бобров Олексій Володимирович	Асистент кафедри "Системи електропостачання" Державного ВНЗ "Національний гірничий університет"	109
Богушевський Володимир Святославович	Д-р техн. наук, професор, в. о. завідуючого кафедри "Фізико-хімічні основи технології металів" Національного технічного університету України "Київський політехнічний інститут"	69
Варченко Юрій Едуардович	Канд. техн. наук, доцент, завідувач кафедри "Технології гірничого виробництва та охорони праці" Стахановського навчально-наукового інституту гірничих та освітніх технологій Української інженерно-педагогічної академії, м. Стаханов	91
Випанасенко Станіслав Іванович	Д-р техн. наук, професор, професор кафедри "Системи електропостачання" Державного ВНЗ "Національний гірничий університет"	112
Гребенюк Андрій Миколаєвич	Канд. техн. наук, доцент кафедри "Відновлювані джерела енергії" Державного ВНЗ "Національний гірничий університет"	23
Денищенко Олександр Валерійович	Канд. техн. наук, доцент, доцент кафедри "Транспортні системи і технології" Державного вищого навчального закладу "Національний гірничий університет"	53
Дибрін Сергій Володимирович	Асистент кафедри "Системи електропостачання" Державного ВНЗ "Національний гірничий університет"	37
Дрешпак Наталля Станіславівна	Канд. техн. наук, доцент кафедри "Метрологія та інформаційно-вимірювальні технології" Державного ВНЗ "Національний гірничий університет"	112
Зіль Валерій Васильович	Канд. техн. наук, доцент, доцент кафедри "Технології гірничого машинобудування" Державного ВНЗ "Національний гірничий університет"	53
Зубова Катерина Миколаївна	Асистент кафедри "Фізико-хімічні основи технології металів" Національного технічного університету України "Київський політехнічний інститут"	69
Кириченко Марина Сергіївна	Асистент кафедри "Відновлювані джерела енергії" Державного ВНЗ "Національний гірничий університет"	25
Киричко Сергій Миколайович	Аспірант Інституту геотехнічної механіки НАН України	62

Відомості про авторів

Ковшов Геннадій Миколайович	Д-р техн. наук, професор, професор кафедри "Прикладна механіка" ДВНЗ "Придніпровська державна академія будівництва та архітектури"	48
Колосов Дмитро Леонідович	Канд. техн. наук, доцент, в.о. завідувача кафедри "Будівельна, теоретична та прикладна механіка" Державного ВНЗ "Національний гірничий університет"	105
Коптовець Олександр Миколайович	Д-р. техн. наук, професор кафедри "Транспортні системи і технології" Державного вищого навчального закладу "Національний гірничий університет"	53
Костіна Олена Іванівна	Ст. гр. САІт-11-1 факультету інформаційних технологій Державного ВНЗ "Національний гірничий університет"	67
Кошеленко Євген Валерійович	Асистент кафедри "Системи електропостачання" Державного ВНЗ "Національний гірничий університет"	109
Крамаренко Сергій Олександрович	студент гр. ЕМГС-12-1 електротехнічного факультету Державного ВНЗ "Національний гірничий університет"	7
Кузнецов Віталій Вадимович	Канд. техн. наук, доцент кафедри "Електротехніка та електропривод" Національної металургійної академії України	11
Кулик Богдан Іванович	асистент кафедри "Електричні системи і мережі" Чернігівського національного технологічного університету	3
Лапшин Євгеній Семенович	Д-р. техн. наук, с.н.с., старший науковий співробітник відділу геодинамічних систем та вібраційних технологій Інституту геотехнічної механіки НАН України	62
Матусевич Олександр Олександрович	Канд. техн. наук., доцент, доцент кафедри «Електропостачання залізниць» Дніпропетровського національного університету залізничного транспорту імені академіка В.Лазаряна	31
Машурка Сергій Вікторович	Головний енергетик Державного ВНЗ "Національний гірничий університет"	119
Мельник Наталія Олександрівна	Асистент кафедри "Технології гірничого виробництва та охорони праці" Стахановського навчально-наукового інституту гірничих та освітніх технологій Української інженерно-педагогічної академії, м. Стаханов	91
Моня Андрій Григорович	Канд. техн. наук, доцент кафедри "Вища математика" Національної металургійної академії України	94
Нікітенко Анатолій Володимирович	Аспірант кафедри "Електротехніка та електромеханіка". Дніпропетровський національний університет залізничного транспорту імені академіка В. Лазаряна	127
Новицький Ігор Валерійович	Д-р техн. наук, професор, професор кафедри "Системного аналізу і управління" Державного ВНЗ "Національний гірничий університет"	67
Олійник Ольга Юріївна	Канд. техн. наук, доцент кафедри "Комп'ютерно-інтегровані технології і метрології" ДВНЗ Українського державного хіміко-технологічного університету, м. Дніпропетровськ	74

Відомості про авторів

Остапчук Олександр Володимирович	Канд. техн. наук, доцент, доцент кафедри "Відновлювані джерела енергії" Державного ВНЗ "Національний гірничий університет"	25; 40
Панченко Віктор Іванович	Доцент кафедри "Відновлювані джерела енергії" Державного ВНЗ "Національний гірничий університет"	101
Подоляк Костянтин Костянтинович	Інженер відділу проблем шахтних енергетичних комплексів Інституту геотехнічної механіки НАН України	114
Радченко Віталій Васильович	Канд. техн. наук, доцент кафедри "Гідроенергетика" Запорізької державної інженерної академії	83
Разумний Юрій Тимофійович	Д-р. техн. наук, професор, професор кафедри "Системи електропостачання" Державного ВНЗ "Національний гірничий університет"	7
Рубан Віталій Дмитрович	Молодший науковий співробітник відділу проблем шахтних енергетичних комплексів Інституту геотехнічної механіки НАН України	114
Рухлов Артем Володимирович	Канд. техн. наук, доцент кафедри "Системи електропостачання" Державного ВНЗ "Національний гірничий університет"	7
Самойленко Андрій Анатолійович	Канд. техн. наук, доцент, доцент кафедри автомобілів та автомобільного господарства Державного ВНЗ "Національний гірничий університет"	98
Самуся Володимир Ілліч	Д-р техн. наук, професор, завідувач кафедри "Гірнична механіка" Державного ВНЗ "Національний гірничий університет"	105
Семененко Євген Володимирович	Д-р. техн. наук, с.н.с., завідувач відділом проблем шахтних енергетичних комплексів Інституту геотехнічної механіки НАН України	62
Сиверин Ігор Сергійович	студент гр. ЕЕ-10-2 Електротехнічного факультету Державного ВНЗ "Національний гірничий університет"	37
Скоробогатова Валентина Іванівна	Д-р. техн. наук, професор, перший проректор Чернігівського національного технологічного університету	3
Сухова Вікторія Валеріївна	Асистент, викладач кафедри "Іноземні мови" Державного ВНЗ "Національний гірничий університет"	101
Томілін Євгеній Михайлович	інженер кафедри "Електронна техніка" Донецького національного технічного університету	74
Ужеловский Андрій Валентинович	Асистент кафедри "Автоматика та електротехніка" ДВНЗ "Придніпровська державна академія будівництва та архітектури"	48
Фаріс Самір Расмі Альхорі	Аспірант кафедри "Програмне забезпечення комп'ютерних систем" Державного ВНЗ "Національний гірничий університет"	58
Федоров Сергій Іванович	Ст. викл. кафедри "Відновлювані джерела енергії" Державного ВНЗ "Національний гірничий університет"	101
Ципленков Дмитро Володимирович	Канд. техн. наук, доцент, доцент кафедри "Відновлювані джерела енергії" Державного ВНЗ "Національний гірничий університет"	98

Відомості про авторів

Чернецький Євгеній В'ячеславович	Канд. техн. наук, доцент кафедри "Комп'ютерно-інтегровані технології і метрології" ДВНЗ Українського державного хіміко-технологічного університету, м. Дніпропетровськ	74
Чичикало Ніна Іванівна	Д-р техн. наук, професор кафедри "Електронна техніка" Донецького національного технічного університету	74
Чорна Вікторія Олегівна	Асистент кафедри "Системи електроспоживання та енергетичний менеджмент" Кременчуцького національного університету імені Михайла Остроградського	125
Чорна Олена Сергіївна	асистент кафедри "Комп'ютерно-інтегровані технології і метрології" ДВНЗ Українського державного хіміко-технологічного університету, м. Дніпропетровськ	74
Шкрабець Федір Павлович	Д-р. техн. наук, професор, завідувач кафедри "Відновлювані джерела енергії" Державного ВНЗ "Національний гірничий університет"	25; 40
Юрченко Олег Олегович	Асистент кафедри "Транспортні системи і технології" Державного вищого навчального закладу "Національний гірничий університет"	53

З М І С Т

Частина I. ЕЛЕКТРОПОСТАЧАННЯ ТА ЕЛЕКТРОУСТАТКУВАННЯ

В.И. Скоробогатова, Б.И. Кулик. Оценивание электрических нагрузок по допустимому нагреву в действующих электрических системах с учетом реактивной составляющей	3
Ю.Т. Разумный, А.В. Рухлов, С.А. Крамаренко. Энергетические показатели современных угольных подъемных установок шахт	7
В.В. Кузнецов. О влиянии гармонического состава питающего напряжения на энергетические показатели асинхронного двигателя и выбор средств для их повышения	11
О.О. Азюковський. Потенціал підземного металевого трубопроводу сформований електротехнічною системою електрохімічного захисту	17
A.N. Grebeniuk. Safety cutout device while breaking aerial contact wire in traction networks	23
Ф.П. Шкрабец, А.В. Остапчук, М.С. Кириченко. Оценка состояния повреждаемости в электроустановках напряжением выше 1000 В горных предприятий	25
О.О. Матусевич. Удосконалення системи діагностування силових трансформаторів тягових підстанцій електрифікованих залізниць	31
С.В. Дыбрин, И.С. Сиверин. Составляющие нагрузки тяговой преобразовательной подстанции бесконтактного шахтного транспорта	37
F.P. Shkrabets, A.V. Ostapchuk. Modern development principles of protection and diagnostics in mining facilities mains and distribution grids	40

Частина II. АВТОМАТИЗАЦІЯ ВИРОБНИЧИХ ПРОЦЕСІВ

Г.Н. Ковшов, А.В. Ужеловский. Разработка имитационной модели управления ориентацией бурового снаряда, с учетом влияния температурной погрешности датчиков его положения в пространстве	48
А.Н. Коптовец, А.В. Денищенко, В.В. Зиль, О.О. Юрченко. Обеспечение безопасности перемещения буровых станков	53
Фарис Самир Расми Альхори. Автоматический анализатор степени загрузки шаровой мельницы рудой по сигналам активной мощности электродвигателей магнитного сепаратора и мельницы	58
Е.В. Семененко, Е.С. Лапшин, С.Н. Киричко. Определение параметров карты намыва при складировании отходов обогащения с концентрацией пасты	62
И.В.Новицкий, Е.И.Костина. Метод непараметрической идентификации нелинейных динамических объектов управления обогатительной технологии	67
В.С. Богущевський, К.М. Зубова. Нечітке управління киснево-конвертерного процесу	69
Е. В. Чернецкий, Е. М. Томилин, Н. И. Чичикало, О.Ю Олейник, Е.С. Черная. Отработка поведения модели тепловой работы проходной печи при регулировании подачи топлива	74
A.V. Vakutin. Optimal speed regulator of the metal-cutting machine tool main drive	78
В.В. Радченко. Форсування збудження й динаміка перехідного процесу гідрогенератора	83

Частина III. ГІРНИЧА ЕЛЕКТРОМЕХАНІКА

Ю.Е. Варченко, Н.О. Мельник, А.О. Авершин, О.С. Безручко. Промислові випробування стопорно-фіксуєного пристрою скребкового конвеєра із додатковим храповим механізмом	91
--	----

А.Г. Моця. Торможение шахтного локомотива на зтяжном уклоне при пульсирующем тормозном моменте	94
А.А.Самойленко, Д.В. Циленков. Ефективне демпфірування коливань в розгалужених електромеханічних силових системах гібридних транспортних засобів гірничої промисловості . . .	98
V.I. Panchenko, S.I. Fedorov, V.V. Sukhova. Efficiency of permanent magnet in electric generators with magnetoelectric excitation	101
В.І. Самуся, Д.Л. Колосов. Напружено-деформований стан каната з безмежною кількістю тросів при навантаженні розподіленим дотичним зусиллям	105
Е.В. Кошеленко, А.В. Бобров. О критерии экономичности в математической задаче расчета КПД электромеханической системы «электрическая сеть – привод – компрессор – пневмосеть» . .	109

Частина IV. ЕНЕРГОЗБЕРЕЖЕННЯ ТА ЕНЕРГОЕФЕКТИВНІСТЬ

С.І. Випанасенко, Н.С. Дрешпак. Визначення ефективності заходів з енергозбереження в системі енергопостачання технологічного об'єкта	112
В.Д. Рубан, К.К. Подоляк. Снижение энергоемкости приготовления структурированных суспензий за счет измельчения угля при транспортировке	114
С.В. Машурка. Дослідження роботи фотогальванічних елементів в умовах Дніпропетровської області	119
V. Chernaja. Evaluation of actual and possible necessary-duty electric trains with permissible under heating conditions of traction motors	125
А.В. Нікітенко. Показники якості електричної енергії рекуперованої на електрифікованих ділянках постійного струму	127
Анотації	133
Відомості про авторів	141

ТРЕБОВАНИЯ К ОФОРМЛЕНИЮ СТАТЕЙ

Параметры страницы: формат А4, все поля по 2,5 см; нижний колонтитул: 2 см; верхний – 1,6 см.

УДК – шрифт Times New Roman 10 pt, отступ первой строки – нет, межстрочный интервал одинарный; выравнивание – слева

А.А. Иванов, д-р (канд.) техн. наук – шрифт Times New Roman 10 pt, полужирный курсив (Страна, Город, Название организации) – шрифт Times New Roman 10 pt, курсив, отступ первой строки – нет, выравнивание – слева.

ЗАГЛАВИЕ СТАТЬИ: ШРИФТ TIMES NEW ROMAN 11 PT, ПОЛУЖИРНЫЙ, ПРОПИСНЫЕ БУКВЫ, ОТСТУП ДО: 1 СТРОКА, ОТСТУП ПОСЛЕ: 1 СТРОКА, ВЫРАВНИВАНИЕ – ПО ЦЕНТРУ

Основной текст статьи должен быть набран в формате файла текстового редактора Microsoft Word: Основной текст: шрифт Times New Roman 10 pt, отступ первой строки – 0,75 см, выравнивание – по ширине. Стил: Обычный. Расстановка переносов автоматическая, ширина зоны переносов слов – 0,25 см.

Основные подзаголовки: шрифт Times New Roman 10 pt, полужирный, строчные буквы, отступ первой строки – нет, выравнивание – слева, до подзаголовка оставлять одну пустую строку.

Второстепенные подзаголовки: шрифт Times New Roman 10 pt, курсив, отступ первой строки – нет, выравнивание – слева, до подзаголовка оставлять одну пустую строку

Таблицы располагать в абзаце со стилем: Обычный. Номер таблицы: стил Обычный, выравнивание по правому краю. Единицы измерения, желательно в "шапке" таблицы, а не в самой таблице. Таблица должна быть расположена по возможности ближе к первой ссылке на нее.

Таблица 1. шрифт Times New Roman 10 pt,

Краткий заголовок таблицы: шрифт Times New Roman 9 pt, полужирный, отступ первой строки – нет, выравнивание – по центру

Заголовок внутри таблицы (шапка): шрифт Times New Roman 9 pt, полужирный, отступ первой строки – нет, выравнивание – по центру. До и после заголовка отступать строку не надо.	Длина, м
Текст таблицы: шрифт Times New Roman 9 pt, отступ первой строки – нет, выравнивание – по левому краю. До и после текста внутри таблицы отступать строку не надо	250

Формулы: выравнивание – справа. Нумерация формул – в круглых скобках. До и после формул оставлять одну пустую строку. Между формулами оставлять пустую строку **не надо**

$$c^2 = a^2 + b^2 . \quad (1)$$

Требования к формулам:

Размер символов в формулах: Обычный – 10 пт.; Крупный индекс – 8 пт.; Мелкий индекс – 7 пт.; Крупный символ – 12 пт.; Мелкий символ – 8 пт.

Стил формул: Функция – наклонный; Переменная – наклонный; Скобки – прямые; Цифры – прямые.

Рисунки. На все рисунки должны иметься ссылки в тексте, пронумерованные арабскими цифрами (1, 2, 3..) в порядке их упоминания в тексте (например: рис. 1, а). Рисунки в тексте располагаются аналогично таблицам (см. выше). Надписи на рисунках должны быть выполнены, по возможности, шрифтом размера не менее 10 или 9 pt. Толщина линий на рисунках должна быть не менее 0,5 pt.

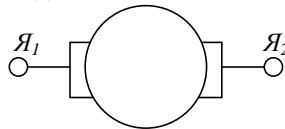


Рис. 1. Подрисуночная подпись обязательна: шрифт Times New Roman 9 pt, полужирный отступ первой строки – нет, выравнивание – по центру

После подрисуночной подписи отступать одну строку

Рисунки и фотографии (растровые, черно-белые, с максимально возможным разрешением) должны быть вставлены в текст статьи как **Объект WORD.**

ТРЕБОВАНИЯ К ОФОРМЛЕНИЮ СТАТЕЙ

Ссылки на литературу должны следовать в порядке их появления в тексте, номер ссылки в квадратных скобках должен следовать за каким-либо утверждением, положением или за фамилией автора.

Список литературы

(шрифт Times New Roman 9 pt, полужирный, выравнивание по центру, до и после заголовка отступать строку)

Список литературы должен соответствовать ДСТУ ГОСТ 7.1:2006.

Аннотация

Аннотация должна быть представлена отдельным файлом по такому образцу:

УДК

Заглавие статьи: шрифт Times New Roman 10 pt, полужирный /Авторы А.А./Гірничя електромеханіка та автоматика: Наук. – техн. зб. – 2012. – Вип. – С.

Аннотация должна быть исчерпывающей и точно сформулированной, содержащий исходные основания и полученные выводы. Рекомендуемый объем 3-4 строки. Шрифт Times New Roman 10 pt, курсив, отступ первой строки – нет. выравнивание – по ширине.

Аннотация должна быть представлена на **украинском, русском** и английском языках, (отдельными абзацами, УДК, название и авторов не повторять!) даже в случае написания основного текста на русском или английском языке. Между вариантами аннотации на украинском, русском и английском языках оставлять пустую строку.

Сведения об авторах:

Сведения об авторах предоставляются отдельным файлом в произвольной форме. **Обязательно** они должны включать в себя полные фамилию, имя и отчество (на украинском языке), ученную степень, ученное звание, должность, место работы (в т.ч. название кафедры, отдела), контактные телефоны, *e-mail* (если есть).

Порядок предоставления материала в редколлегию

1. **Условия публикации:** 30 грн. (для следующего номера) за каждую страницу оформленного в соответствии с требованиями текста. Оплата - при сдачи материала в печать.
2. Статья должна быть оформлена в соответствии с вышеуказанными требованиями. Объем статьи – не менее 3 страниц. **Заполнение последней страницы – не менее 80 %.**
3. Статья должна быть представлена в печатном виде в 1 экземпляре и в электронном виде на любом носителе или по электронной почте по адресу:
shkrabetsF@nmu.org.ua или nmu.em@ua.fm
4. Материалы принимаются только при наличии **экспертного заключения и рецензии.**
5. Решение об опубликовании статьи принимает редакционная коллегия.
6. Принятые в печать материалы авторам **не возвращаются.**
7. В случае несоответствия указанным требованиям, материал статьи к публикации **не принимается.**

Редколлегия сборника "Горная электромеханика и автоматика"

49005, Украина, г. Днепропетровск, просп. К.Маркса, 19, кафедра "Возобновляемые источники энергии".

Редколлегия сборника "Горная электромеханика и автоматика"

В научно-техническом сборнике "Горная электромеханика и автоматика" публикуются работы по следующим направлениям: *Электрификация горных работ; электрооборудование горной промышленности; электромеханика; энергосбережение и энергоэффективность, математическое моделирование и автоматизация производственных процессов и проектных работ горной промышленности; контроль технологических процессов; механизация горного производства; горные машины и комплексы; технические приборы обеспечения рудничной аэрологии и охраны труда; научная и производственная реклама*