ЭНЕРГОСБЕРЕГАЮЩЕЕ УПРАВЛЕНИЕ ЧАСТОТНО-РЕГУЛИРУЕМЫМ СИНХРОННЫМ ЭЛЕКТРОПРИВОДОМ ЛЕТУЧИХ НОЖНИЦ В ПУСКО-ТОРМОЗНЫХ РЕЖИМАХ**В. А. Волков**

Национальный технический университет «Днепропетровская политехника»

просп. Дмитрия Яворницкого, 19, г. Днепр, 49600, Украина. E-mail: green_stone@ukr.net

Статья посвящена минимизации потерь энергии частотно-регулируемого синхронного двигателя с электромагнитным возбуждением в пуско-тормозных режимах привода летучих ножниц посредством оптимизации скорости резания и его траекторий изменения скорости при разгоне и торможении. При исследованиях использовались методы подобия, математического анализа и компьютерного моделирования. Выполнено исследование изменения тока статора, токов продольной и поперечной обмоток возбуждения и электрических потерь мощности компенсированного синхронного двигателя при варьировании значения развиваемого им электромагнитного момента, а также переходных электромеханических и энергетических процессов этого двигателя при пуско-тормозных режимах. Применительно к рабочему циклу привода летучих ножниц проведено исследование зависимости электромагнитных потерь энергии синхронного двигателя от скорости резания при различных траекториях изменения скорости двигателя. Определены оптимальные траектории изменения скорости указанного двигателя, при которых минимизируются его электромагнитные потери энергии в пуско-тормозных режимах. Выполнен расчет потребления активной энергии и ожидаемой ее экономии в этом двигателе, достигаемой за счет предложенной оптимизации потерь энергии для рабочего цикла резания синхронного электропривода летучих ножниц. Получена аналитическая зависимость для нахождения оптимального значения продольной проекции статорного тока синхронного двигателя при управлении им с постоянством потокоцепления статора, обеспечивающей минимизацию электрических потерь мощности этого двигателя. Предложена методика оптимизации потерь энергии частотно-регулируемого синхронного двигателя с электромагнитным возбуждением для цикла резания летучих ножниц, посредством которой минимизируются указанные потери энергии и определяются оптимальная скорость резания и оптимальные траектории изменения скорости двигателя при пуско-тормозных режимах. Выполненные в статье исследования позволяют уменьшить непроизводительные потери электроэнергии в частотно-регулируемом синхронном двигателе с электромагнитным возбуждением при пуско-тормозных режимах.

Ключевые слова: синхронный двигатель, частотное регулирование, пуско-тормозные режимы, потери энергии, энергосберегающее управление.

ЕНЕРГОЗБЕРІГАЮЧЕ КЕРУВАННЯ ЧАСТОТНО-РЕГУЛЬОВАНИМ СИНХРОННИМ ЕЛЕКТРОПРИВОДОМ ЛІТЮЧИХ НОЖИЦЬ В ПУСКО-ГАЛЬМОВИХ РЕЖИМАХ**В. О. Волков**

Національний технічний університет «Дніпровська політехніка»

просп. Дмитра Яворницького, 19, м Дніпро, 49600, Україна. E-mail: green_stone@ukr.net

Стаття присвячена мінімізації втрат енергії частотно-регульованого синхронного двигуна з електромагнітним збудженням в пуско-гальмівних режимах приводу летючих ножниць за допомогою оптимізації швидкості різання і його траєкторій зміни швидкості при розгоні і гальмуванні. При дослідженнях використовувались методи подібності, математичного аналізу та комп'ютерного моделювання. Виконано дослідження зміни струму статора, струмів поздовжньої і поперечної обмоток збудження та електричних втрат потужності компенсованого синхронного двигуна при варіюванні значення електромагнітного моменту, що розвивається, а також перехідних електромеханічних і енергетичних процесів цього двигуна при пуско-гальмівних режимах. Стосовно до робочого циклу приводу летючих ножниць проведено дослідження залежності електромагнітних втрат енергії синхронного двигуна від швидкості різання при різних траєкторіях зміни швидкості двигуна. Визначено оптимальні траєкторії зміни швидкості зазначеного двигуна, при яких мінімізуються його електромагнітні втрати енергії в пуско-гальмівних режимах. Виконано розрахунок споживання активної енергії і очікуваної її економії в цьому двигуні, що досягається за рахунок запропонованої оптимізації втрат енергії для робочого циклу різання синхронного електроприводу летючих ножниць. Встановлено аналітичну залежність для знаходження оптимального значення поздовжньої проекції статорного струму синхронного двигуна при керуванні ним з постійністю потокозчеплення статора, що забезпечує мінімізацію електричних втрат потужності цього двигуна. Запропоновано методику оптимізації втрат енергії частотно-регульованого синхронного двигуна з електромагнітним збудженням для циклу різання летючих ножниць, за допомогою якої мінімізуються зазначені втрати енергії і визначаються оптимальна швидкість різання та оптимальні траєкторії зміни швидкості двигуна при пуско-гальмівних режимах. Виконані в статті дослідження дозволяють зменшити непродуктивні втрати електроенергії в частотно-регульованому синхронному двигуні з електромагнітним збудженням при пуско-гальмівних режимах.

Ключові слова: синхронний двигун, частотне регулювання, пуско-гальмівні режими, втрати енергії, енергозберігаюче керування.

АКТУАЛЬНОСТЬ РАБОТЫ. Благодаря появлению современных надежных и экономичных статических преобразователей частоты, во всем мире и в

Украине наблюдается тенденция перехода во всех отраслях хозяйства от регулируемых электроприводов постоянного тока к частотно-регулируемым электро-

приводам с различными типами электродвигателей переменного тока, в том числе – к синхронному двигателю с электромагнитной обмоткой возбуждения (СДЭВ). Эти двигатели при частотном способе их регулирования обеспечивают экономичное регулирование скорости в широком рабочем диапазоне установившихся скоростей, а также плавные (с заданными ускорениями и замедлениями) и экономичные режимы их разгона и торможения.

В настоящее время в промышленно развитых странах мира частотно-регулируемые СДЭВ эффективно применяются для осуществления пусков и торможений мощных гидроагрегатов на гидроаккумулирующих электростанциях [1] в энергетике и средней и большей мощности приводов прокатных станков (горизонтальных и вертикальных валков, нажимных устройств, ножниц для резки металла [2, 3] и др.) в металлургии. С учетом интенсивных пуско-тормозных режимов, присущих приводам прокатных станков (достигающих на практике до 1000 и более указанных режимов в час [2–4]), использование в них электродвигателей переменного тока (взамен двигателей постоянного тока, имеющих увеличенное значение момента инерции ротора и коллектор, требующий повышенного внимания обслуживающего персонала при эксплуатации), позволяет не только повысить производительность рабочих механизмов (за счет сокращения длительности времени пуско-тормозных режимов), уменьшить эксплуатационные расходы в обслуживании двигателей, повысить их межремонтные сроки эксплуатации и общий ресурс службы, но и – снизить энергопотребление и потери энергии для двигателей при пуско-тормозных режимах.

При этом важной отличительной особенностью СДЭВ (в сравнении с короткозамкнутым асинхронным двигателем и синхронными двигателями других типов: синхронно-реактивным и с постоянными магнитами и др.) является возможность их изготовления на очень большие мощности и одновременно на малые номинальные скорости вращения (до 100 об/мин), то есть – с высокими значениями вращающего момента. При таком высокомоментном исполнении СДЭВ на практике зачастую удается исключить из привода редуктор (соединив непосредственно муфтой между собой валы электродвигателя и рабочего механизма), что, в свою очередь, позволяет повысить эксплуатационную надежность и уменьшить стоимость самого привода в целом, снизить потери энергии в нем при эксплуатации. Поэтому являются актуальным и востребованным практикой промышленное внедрение таких синхронных двигателей, для чего требуется предварительное исследование их электромеханических и энергетических процессов, а также, исходя из происходящего удорожания электроэнергии в мире и Украине, – оптимизация (минимизация) потерь энергии в них средствами автоматического управления.

Проведенный обзор известной (отечественной и зарубежной) научно-технической литературы свидетельствует о том, что подавляющая часть существующих публикаций, посвященных СДЭВ, рассматривает для него: потери мощности и их минимизацию только при неизменной (номинальной) частоте ста-

торных напряжений, энергосберегающее управление этим двигателем – применительно к установившимся по скорости режимам [5], его переходные процессы – в режимах прямого пуска и последующего втягивания в синхронизм или при его аварийных режимах (короткого замыкания, обрыва фазы и др.) [6].

Небольшая часть из известных публикаций посвящена исследованию частотно-регулируемого СДЭВ. В частности, в монографиях [7, 8] рассматривается математическое описание такого электродвигателя, а в [8, 9] для этого двигателя предложены векторные системы автоматического управления. Применительно к установившимся режимам работы СДЭВ: в монографии [10] рассмотрено оптимальное управление с минимизацией потерь мощности в нем при неизменном и переменном основном магнитном потоке (с учетом магнитного насыщения и связанного с этим изменения внутренних индуктивностей двигателя), а в статье [11] – предложено снижение потерь мощности для этого двигателя посредством оптимизации (без учета насыщения) значения его статорного потокосцепления при изменении скорости и нагрузки.

В последние годы, судя по публикациям [12–15], проводятся интенсивные исследования частотно-регулируемых СДЭВ для оценки эффективности их применения в качестве тягового двигателя в электромобилях. В частности, применительно к установившимся режимам СДЭВ: в публикации [12] предлагается оптимальное управление крутящим моментом, обеспечивающее (с учетом изменения внутренних индуктивностей от насыщения) минимизацию потерь мощности двигателя, а в работе [13] – оптимальное управление током возбуждения (без учета упомянутого изменения внутренних индуктивностей двигателя). В других же публикациях рассматриваются для тягового СДЭВ уменьшение в нем потерь энергии в режимах разгона и торможения, которое достигается за счет эффективного управления крутящим моментом двигателя (с учетом происходящего изменения его внутренних индуктивностей от насыщения) [14] или посредством адаптивного управления (учитывающего как изменение внутренних индуктивностей и скорости двигателя, так и состояния заряда аккумуляторной батареи электромобиля) [15].

При этом, предлагаемые в [14, 15] виды управления СДЭВ (ориентированные на тяговую нагрузку двигателя), не только чрезвычайно сложны в реализации (из-за используемых в них очень громоздких и циклических алгоритмов вычисления), но и – оказываются по этой причине непосредственно не применимы для рабочих механизмов прокатного производства (которым согласно [2–4] присущи совсем другие, отличающиеся от тягового, зависимости статического момента сопротивления от скорости двигателя). Таким образом, с учетом проведенного из известной научно-технической литературы анализа состояния энергосберегающего управления частотно-регулируемым СДЭВ следует, что вопросы оптимизации в пуско-тормозных режимах потерь энергии этого двигателя, нагруженного постоянным статическим моментом, остаются (несмотря на их практическую востребованность для большинства рабочих механиз-

мов, входящих в состав прокатных станов) до настоящего времени недостаточно исследованными.

Цель работы – минимизация в пуско-тормозных режимах привода летучих ножниц потерь энергии частотно-регулируемого синхронного двигателя с электромагнитным возбуждением посредством оптимизации скорости резания и его траекторий изменения скорости при разгоне и торможении.

МАТЕРИАЛ И РЕЗУЛЬТАТЫ ИССЛЕДОВАНИЙ.

При исследованиях прием допущения:

- из существующих разновидностей конструктивного исполнения СДЭВ: трехфазным или двухфазным, явнополюсным или неявнополюсным, с продольным или продольно-поперечным возбуждением, с наличием или отсутствием демпферной обмотки [8, 10, 17], – выберем в качестве далее исследуемого трехфазный неявнополюсный синхронный двигатель с продольно-поперечным возбуждением, не содержащий демпферной обмотки (который именно с позиций наилучшего энергосбережения рекомендуется в [8] для применения в динамичных частотно-регулируемых синхронных электроприводах, характеризующих частыми пуско-тормозными режимами);

- объектом исследования являются в пуско-тормозных режимах электромеханические и энергетические процессы выбранного СДЭВ, нагруженного постоянным статическим моментом;

- параметры исследуемого СДЭВ и приводимого им в движение рабочего механизма летучих ножниц для резки металлических труб заимствованы из [2, 16] и приведены в табл. 1; статический момент сопротивления M_c рабочего механизма летучих ножниц на холостом ходу (без резания) при пуско-тормозных режимах принят равным 0,1 от номинального момента M_n двигателя [3];

- использовалось идеализированное представление исследуемого СДЭВ из [8], дополненное учетом в нем потерь мощности в стали [10];

- параметры СДЭВ (в том числе его внутренние индуктивности) полагались неизменными, что становится возможным благодаря принятому при его регулировании закону частотного управления с постоянным (равным номинальному Ψ_{1n}) значением модуля Ψ_1 обобщенного вектора статорного потокоцепления двигателя: $\Psi_1 = \Psi_{1n} = \text{const}$ и осуществляемой компенсации (с помощью поперечной обмотки возбуждения) реакции поперечной составляющей магнитного поля статора двигателя [8]; выбранный закон частотного регулирования ($\Psi_1 = \Psi_{1n} = \text{const}$) обеспечивает полное использование (по магнитным свойствам) сердечника статора двигателя и позволяет с учетом этого реализовать наилучшие динамические свойства СДЭВ [8];

- при оценке потерь энергии в СДЭВ рассматривались только основные электромагнитные потери энергии в нем, вызванные основными гармоническими составляющими его фазных статорных и роторных токов (которые составляют обычно на практике от 90 до 95 % от общих потерь энергии этого частотно-регулируемого двигателя [17]);

Таблица 1 – Номинальные параметры компенсированного неявнополюсного синхронного двигателя и механизма летучих ножниц

Название параметра, единица измерения		Значение
I Двигатель		
мощность, кВт		116
номинальная скорость, об/мин		125
взаимная индуктивность L_m , о.е.		2,08
момент инерции ротора, кг·м ²		425
Статорная обмотка	трехфазная с соединением	Y
	действующее линейное напряжение, В	380
	действующий фазный ток, А	177
	частота, Гц	8,33
	индуктивность рассеяния L_{cs} , о.е.	0,075
	активное сопротивление R_s , о.е.	0,024
Продольная обмотка возбуждения	напряжение, В	935
	ток, А	125
	индуктивность рассеяния L_{cfd} , о.е.	0,175*
	активное сопротивление R_{fd} , о.е.	0,035*
Поперечная обмотка возбуждения	напряжение, В	863
	ток, А	135
	индуктивность рассеяния L_{cfq} , о.е.	0,075*
	активное сопротивление R_{fq} , о.е.	0,025*
II Механизм летучих ножниц		
номинальная угловая частота резания, о.е.		0,541
момент инерции механизма J_m , кг·м ²		1200
угловые перемещения ножниц:		
при разгоне α_p , рад		2,59
при торможении α_m , рад		2,59
* – приведенные значения к статорной обмотке		

- полагалось использование для рассматриваемого синхронного электропривода векторного типа системы автоматического управления (САУ), характеризующейся регулированием проекций i_{ld} и i_{lq} его обобщенного вектора статорного тока $\vec{i}_1$ (создаваемого основными гармоническими составляющими фазных статорных токов) на оси вращающейся ортогональной координатной системы «d-q», связанной вещественной осью «d» с геометрической осью магнитной симметрии продольной обмотки возбуждения ротора двигателя [7–9]; при этом в упомянутой вращающейся координатной системе общепринято называть ось «d» продольной, а ось «q» – поперечной;

- не учитывались свободные (затухающие) составляющие статорных и роторных токов СДЭВ в режимах разгона и торможения (что возможно вследствие использования векторной САУ, характеризующейся высоким быстродействием и точностью);

- расчеты электромеханических и энергетических процессов СДЭВ выполнены в общепринятой системе

относительных единиц (о.е.) [7, 8, 10], базисные значения для которой применительно к исследуемому двигателю представлены в табл. 2.

На первом этапе проанализируем схему главных цепей исследуемого синхронного электропривода на рис. 1 (приводящего в движение летучие ножницы) и общие особенности его функционирования.

Исследуемый тип СДЭВ применен в приводе летучих ножниц трубопрокатного стана взамен первоначально установленных (согласно проекту) двигателя постоянного тока типа ДП82А (мощностью 125 кВт и номинальной скоростью 650 об/мин) и редуктора (с передаточным числом, равным 9,6) [16]. При этом изначально (по проекту) с приводом постоянного тока скорость резания летучих ножниц составляла 67,7 об/мин = 7,08 рад/с = 0,541 о.е., а после внедрения частотно-регулируемого СДЭВ была увеличена до 11,8 рад/с = 0,9 о.е. (чем было достигнуто необходимое на то время некоторое повышение производительности стана). Но при этом в пускотормозных режимах СДЭВ развиваются примерно пятикратные (от номинальных) значения статорных токов и электромагнитного момента [8], приводящие к интенсивному нагреву двигателя привода летучих ножниц. По этой причине, в свою очередь, ограничивается функционирование всего трубопрокатного стана только редкими повторно-кратковременными режимами (т.е. – фактически ограничивается его суточная производительность).

В синхронном электроприводе на рис. 1 посредством автономного инвертора АИН1 формируются требуемые значения фазных статорных токов (с основными составляющими, равными i_{1a} , i_{1b} , i_{1c}) двигателя, а с помощью инверторов АИН2 и АИН3 – основные составляющие i_{fd} и i_{fq} токов соответственно для продольной и поперечной обмоток возбуждения этого двигателя. Благодаря высокой частоте (свыше 1 кГц) переключения IGBT-транзисторов в указанных инверторах и наличию индуктивностей в этих обмотках двигателя, фактически упомянутые токи имеют лишь небольшие высокочастотные пульсации (вызванные частотой переключения упомянутых транзисторов) и практически совпадают с их основными гармоническими составляющими i_{1a} , i_{1b} , i_{1c} и i_{fd} , i_{fq} . Посредством активного выпрямителя АВ реализуется при режимах разгона и торможения СДЭВ рекуперация энергии (через инвертор АИН1) от статорных обмоток этого двигателя в трехфазную промышленную сеть (напряжением 0,4 кВ, частотой 50 Гц), а также при двигательном и тормозном режимах этого двигателя осуществляется формирование потребляемых активным выпрямителем из трехфазной питающей сети токов, приближенных к синусоидальной форме, и поддержание входного коэффициента мощности для активного выпрямителя близким к единице.

Таблица 2 – Базисные значения величин двигателя

Величина	u_1	i_1	M, M_c	Ψ_1, Ψ_m	ω_1	ω	$P, \Delta P$	$\Delta W, W$	R	L	J	t
Размерность	В	А	кНм	Вб	рад/с	рад/с	кВт	кДж	Ом	мГн	кг·м ²	мс
Значение	311	250	8,9	5,935	52,4	13,1	116,6	2,23	1,244	23,74	12,97	19,1

Рисунок 1 – Электрическая схема главных цепей частотно-регулируемого синхронного электропривода:

АВ – трехфазный активный выпрямитель; В – трехфазный неуправляемый выпрямитель;

АИН1 – трехфазный автономный инвертор напряжения с широтно-импульсной модуляцией (ШИМ);

АИН2 и АИН3 – однофазные автономные инверторы напряжения с ШИМ; Q_1 и Q_2 – автоматические выключатели; L_1 и L_2 – токоограничивающие реакторы; C_1 и C_2 – емкостные фильтры;

СД – синхронный двигатель; i_{1a} , i_{1b} , i_{1c} – токи фазных статорных обмоток; i_{fd} и i_{fq} – токи соответственно продольной и поперечной обмоток возбуждения двигателя

На втором этапе рассмотрим аналитические зависимости для расчета электромеханических и энергетических процессов частотно-регулируемого СДЭВ.

При наличии в двигателе только одной продольной обмотки возбуждения модуль Ψ_1 обобщенного вектора статорного потокосцепления определяется из зависимостей [6–8]:

$$\left. \begin{aligned} \Psi_1 &= \sqrt{\Psi_{1d}^2 + \Psi_{1q}^2}; & \Psi_{1q} &= L_q i_{1q}; \\ \Psi_{1d} &= L_{md} i_{fd} + L_d i_{1d} = L_{md} (i_{fd} + i_{1d}) + L_{\sigma sd} i_{1d}; \\ L_d &= L_{md} + L_{\sigma sd}; & L_q &= L_{mq} + L_{\sigma sq}, \end{aligned} \right\} \quad (1)$$

где Ψ_{1d} и Ψ_{1q} – соответственно продольная и поперечная проекции обобщенного вектора $\bar{\Psi}_1$ статорного потокосцепления (причем последняя представляет собой ранее упомянутую поперечную составляющую реакции магнитного поля статора); i_{1d} и i_{1q} – соответственно продольная и поперечная проекции обобщенного вектора $\bar{i}_1$ статорного тока СДЭВ; i_{fd} – ток, протекающий в продольной обмотке возбуждения; L_d и L_q – полные соответственно продольная и поперечная статорные индуктивности двигателя; L_{md} и L_{mq} – взаимные индуктивности обмоток двигателя по продольной и поперечной осям; $L_{\sigma sd}$ и $L_{\sigma sq}$ – соответственно продольная и поперечная индуктивности рассеяния статорных обмоток двигателя.

При наличии в СДЭВ одновременно двух обмоток возбуждения (ОВ): продольной и поперечной, – из совершенно другой зависимости (в отличие от указанной в (1)) находится результирующая поперечная проекция Ψ_{1q} статорного тока в виде:

$$\Psi_{1q} = L_q i_{1q} + L_{mq} i_{fq}, \quad (2)$$

где i_{fq} – ток, протекающий в поперечной ОВ. Задав в поперечной ОВ ток, равный значению:

$$i_{fq} = - \left(\frac{L_q}{L_{mq}} \right) i_{1q}, \quad (3)$$

скомпенсировав (приравняв к нулю: $\Psi_{1q} = 0$) поперечную проекцию Ψ_{1q} статорного потокосцепления двигателя в (2). Поддерживая автоматически посредством быстродействующей САУ в любых режимах двигателя соотношение из (3), получим так называемый «компенсированный» синхронный двигатель (в котором отсутствует во всех режимах поперечная проекция $\Psi_{1q} = 0$ статорного потокосцепления) [8].

Электромагнитный момент M для произвольного исполнения СДЭВ вычисляется из векторного произведения обобщенных векторов статорного потокосцепления $\bar{\Psi}_1$ и тока $\bar{i}_1$ [6, 7]:

$$\begin{aligned} M &= [\bar{\Psi}_1 \times \bar{i}_1] = \Psi_1 i_1 \sin(\Theta_I - \Theta_\Psi) = \\ &= \Psi_{1d} i_{1q} - \Psi_{1q} i_{1d}, \end{aligned} \quad (4)$$

где Ψ_1 и Θ_Ψ – модуль и угловой аргумент обобщен-

ного вектора статорного потокосцепления; i_1 и Θ_I – модуль и угловой аргумент обобщенного вектора статорного тока; Ψ_{1d} , Ψ_{1q} и i_{1d} , i_{1q} – проекции векторов $\bar{\Psi}_1$ и $\bar{i}_1$ на оси вращающейся ортогональной координатной системы «d-q». Применительно же к компенсированному СДЭВ (в котором, как показано ранее, значение: $\Psi_{1q} = 0$) выражение для вычисления электромагнитного момента упрощается к виду [8]:

$$M = \Psi_{1d} i_{1q} = \Psi_1 i_{1q}, \text{ так как } \Psi_{1d} = \Psi_1. \quad (5)$$

При использовании неявнополюсного исполнения компенсированного СДЭВ все выше рассмотренные для него расчетные зависимости дополнительно несколько упрощаются за счет равенства между собой по продольной «d» и поперечной «q» осям соответствующих внутренних индуктивностей и активных сопротивлений этого двигателя:

$$\left. \begin{aligned} L_{md} &= L_{mq} = L_m; & L_d &= L_q; \\ L_{\sigma sd} &= L_{\sigma sq} = L_{\sigma s}; & R_{sd} &= R_{sq} = R_s. \end{aligned} \right\} \quad (6)$$

Основные электромагнитные $\Delta P_{эм}$ и электрические ΔP_e потери мощности компенсированного СДЭВ находятся из зависимостей [8, 10]:

$$\left. \begin{aligned} \Delta P_{эм} &= \Delta P_e + \Delta P_{cm}; \\ \Delta P_{cm} &= \Delta P_{cm,n} \left(\frac{\Psi_m}{\Psi_{mn}} \right)^2 \left(\frac{\omega_1}{\omega_{1n}} \right)^\lambda; \\ \Delta P_e &= R_s i_1^2 + R_{fd} i_{fd}^2 + R_{fq} i_{fq}^2, \end{aligned} \right\} \quad (7)$$

где в электрических потерях мощности ΔP_e первое слагаемое представляет собой электрические потери мощности в трехфазной статорной обмотке двигателя, второе и третье – электрические потери мощности соответственно в продольной и поперечной обмотках возбуждения; ΔP_{cm} и $\Delta P_{cm,n}$ – текущее и номинальное значения магнитных потерь мощности в стали двигателя; R_s – активное сопротивление фазы статорной обмотки; R_{fd} и R_{fq} – активные сопротивления соответственно продольной и поперечной обмоток возбуждения; ω_1 и ω_{1n} – текущее и номинальное значения угловой частоты статорных токов двигателя; $\lambda = 1,3$ – коэффициент, учитывающий изменение магнитных потерь мощности двигателя от частоты [10, 17]; Ψ_m и Ψ_{mn} – текущее и номинальное значения магнитного потока СДЭВ в воздушном зазоре, вычисляемые в виде [8, 10]:

$$\left. \begin{aligned} \Psi_m &= \left(\Psi_{md}^2 + \Psi_{mq}^2 \right)^{0,5}; & \Psi_{md} &= \Psi_{1d} - L_{\sigma s} i_{1d}; \\ \Psi_{mq} &= \Psi_{1q} - L_{\sigma s} i_{1q} = -L_{\sigma s} i_{1q}. \end{aligned} \right\} \quad (8)$$

С учетом (3) и (6) при использовании соотношения

$$i_1 = \left(i_{1d}^2 + i_{1q}^2 \right)^{0,5} \quad (9)$$

преобразуем зависимость (7) для электромагнитных потерь мощности СДЭВ к следующему виду:

$$\Delta P_{\Sigma} = R_s i_{1d}^2 + \left[R_s + R_{fq} \left(\frac{L_q}{L_m} \right) \right] i_{1q}^2 + R_{fd} i_{fd}^2 + \Delta P_{cm.n} \left(\frac{\Psi_m}{\Psi_{mH}} \right)^2 \left(\frac{\omega_1}{\omega_{1H}} \right)^\lambda. \quad (10)$$

На третьем этапе, исходя из принятого закона частотного управления: $\Psi_1 = \Psi_{1H} = \text{const}$, определим для рассматриваемого СДЭВ оптимальное значение проекции i_{1d} статорного тока, при которой обеспечивается минимизация электрических потерь мощности ΔP_{Σ} двигателя, рассчитываемых в виде суммы первых трех слагаемых из (10):

$$\Delta P_{\Sigma} = R_s i_{1d}^2 + \left[R_s + R_{fq} \left(\frac{L_q}{L_m} \right) \right] i_{1q}^2 + R_{fd} i_{fd}^2. \quad (11)$$

Для этого, принимая во внимание второе соотношение из (5), найдем из второй зависимости в (1) расчетное соотношение для тока в продольной ОВ:

$$i_{fd} = (\Psi_{1H} - L_{\Sigma} i_{1d}) / L_m - i_{1d}. \quad (12)$$

Подставив его в последнее слагаемое из (11), преобразуем зависимость для электрических потерь мощности ΔP_{Σ} к виду:

$$\Delta P_{\Sigma} = R_s i_{1d}^2 + R_{fd} \left[\frac{\Psi_{1H}}{L_m} - i_{1d} \left(\frac{L_{\Sigma}}{L_m} + 1 \right) \right]^2 + \left[R_s + R_{fq} \left(\frac{L_q}{L_m} \right) \right] i_{1q}^2. \quad (13)$$

Возьмем частную производную от этих потерь энергии по переменной i_{1d} и приравняем ее к нулю:

$$\frac{\partial(\Delta P_{\Sigma})}{\partial(i_{1d})} = 2R_s i_{1d} + 2R_{fd} \left(\frac{L_{\Sigma}}{L_m} + 1 \right)^2 i_{1d} - 2R_{fd} \left(\frac{\Psi_{1H}}{L_m} \right) \left(\frac{L_{\Sigma}}{L_m} + 1 \right) = 0. \quad (14)$$

Решив уравнение (14) относительно переменной величины i_{1d} , найдем оптимальное значение продольной проекции статорного тока:

$$i_{1d0} = \frac{R_{fd}}{R_s + R_{fd} (L_{\Sigma} / L_m + 1)} \left(\frac{\Psi_{1H}}{L_m} \right) \times (L_{\Sigma} / L_m + 1) = 0,288 \text{ о.е.}, \quad (15)$$

обеспечивающее минимизацию электрических потерь ΔP_{Σ} СДЭВ при управлении: $\Psi_1 = \Psi_{1H} = \text{const}$.

На рис. 2 представлены рассчитанные из (13), с учетом полученного из (5), соотношения

$$i_{1q} = M / \Psi_{1H} \quad (16)$$

графические зависимости для электрических потерь мощности ΔP_{Σ} компенсированного СДЭВ (с параметрами из табл. 1) при управлении: $\Psi_1 = \Psi_{1H} = \text{const}$ для различных значений развиваемого электромагнитного момента M при варьировании значения i_{1d} продольной проекции статорного тока (где M_H – номинальные значения электромагнитного момента дви-

гателя). Эти зависимости подтверждают как наличие самого экстремума для электрических потерь мощности СДЭВ при определенном (оптимальном) значении i_{1d0} продольной проекции статорного тока, так и правильность расчетного соотношения (15) для нахождения этой проекции i_{1d0} .

Рисунок 2 – Зависимости электрических потерь мощности ΔP_{Σ} для СДЭВ при изменении значений i_{1d} / i_{1d0} и $|M| / M_H$

Из зависимостей (3), (9), (11), (12) и (16) рассчитаны и построены на рис. 3 графические зависимости для продольной i_{1d} и поперечной i_{1q} проекций, модуля i_1 статорного тока, токов в продольной i_{fd} и поперечной i_{fq} обмотках возбуждения, электрических потерь мощности ΔP_{Σ} компенсированного СДЭВ при варьировании электромагнитного момента M .

Графические зависимости на рис. 2 и рис. 3 характеризуют квадратичную зависимость изменения электрических потерь мощности ΔP_{Σ} СДЭВ от развиваемого двигателем электромагнитного момента, что свидетельствует о том, что эти потери электроэнергии при четырех-пятикратных значениях электромагнитного момента увеличиваются в 16–25 раз, в сравнении с их номинальным значением, и на практике достигают (и даже превышают) номинальную мощность СДЭВ. Поэтому в приводе летучих ножиц из [8, 16] значительно увеличены потери мощности и происходит интенсивный нагрев двигателя в пуско-тормозных режимах.

На четвертом этапе выполним оптимизацию в пуско-тормозных режимах электромагнитных потерь энергии в компенсированном СДЭВ (с параметрами из табл. 1), приводящем в движение летучие ножицы.

В данном электроприводе (со схемой на рис. 1) от вала двигателя непосредственно (без редуктора) приводится в движение кривошип верхнего ножа летучих ножиц, который через шестеренчатую передачу, в свою очередь, соединен с кривошипом нижнего ножа этих ножиц. При порезе трубы (металла) ножицы

разгоняются из исходного остановленного состояния до такого значения скорости, чтобы при схождении между собой верхнего и нижнего ножей их линейная скорость равнялась или несколько превышала (не более, чем на 25 %) скорость трубы (металла). При этой скорости производится отрезание трубы (металла). По окончании отрезания трубы (металла) ножи расходятся, ножницы тормозятся и устанавливаются в исходное положение. Весь полный цикл пореза соответствует одному обороту вала двигателя [2–4].

Особенностями летучих ножниц являются: во-первых, наличие у них большого момента инерции (превышающего примерно в четыре раза момент инерции ротора двигателя [8]). Во-вторых, непосредственно сам порез металла осуществляется в короткое время (примерно равное 0,1 с) и выполняется за счет общей кинетической энергии вращающегося привода ножниц [16]. Вследствие этого, двигатель во время непосредственно процесса пореза металла может развивать малый (или даже нулевой) крутящий момент, но при этом скорость вала двигателя летучих ножниц за время пореза изменяется незначительно (из-за упомянутого большего общего момента инерции привода) – менее, чем на 0,5 % [4]. В-третьих, во время разгона (перед порезом металла) или торможения (после пореза металла) двигатель должен развивать крутящий момент, обеспечивающий соответственно разгон от нулевой до установившейся скорости или торможения

– от установившейся скорости до нулевой скорости. Причем на указанные режимы разгона и торможения по отдельности приходится менее половины оборота вала двигателя. В-четвертых, значения крутящего момента, требуемые для разгона и торможения двигателя, превышают на порядок крутящий момент, необходимый для самого резания металла. В-пятых, статический момент привода летучих ножниц в режимах их разгона и торможения представляет собой постоянное значение, примерно равное (7–10) % от номинального значения момента приводного двигателя [3]. В-шестых, исходя из необходимости синхронизации момента резания с требуемой длиной отрезаемого участка трубы (металла), для точного задания исходного положения ножниц в их остановленном состоянии рассматриваемый электропривод дополнительно снабжается контуром регулирования положения в режиме его торможения [8]. В-седьмых, важной отличительной особенностью привода летучих ножниц (в сравнении с обычным позиционным приводом) является одновременная в нем отработка двух координат электропривода: по окончании режима разгона – заданного положения α_p^* и заданного значения скорости резания ω_{ycm} , а по окончании режима торможения – исходного положения α_m^* и нулевого значения скорости $\omega_{ycm} = 0$.

Рисунок 3 – Зависимости параметров i_{ld} , i_{lq} , i_{fd} , i_{fq} , i_l и ΔP_3 СДЭВ от электромагнитного момента M при управлении $\Psi_1 = \Psi_{1n} = \text{const}$ (1 – для $i_{ld} = -i_{ld0}$; 2 – для $i_{ld} = 0$; 3 – для $i_{ld} = i_{ld0}$; 4 – для $i_{ld} = 2i_{ld0}$)

Расчет электромагнитных потерь энергии СДЭВ при разгоне от нулевой до установившейся $\omega_{уст}$ скорости и торможения примерно от этой установившейся скорости до нулевой скорости осуществим из зависимостей соответственно:

$$\begin{aligned}\Delta W_p &= \int_0^{t_p} P_{эм} dt \text{ и} \\ \Delta W_m &= \int_0^{t_m} P_{эм} dt,\end{aligned}\quad (17)$$

где t_p и t_m – значения времени разгона и торможения соответственно. Для расчета входящих в эти зависимости текущих электромагнитных потерь мощности $\Delta P_{эм}$ удобно взять следующее выражение:

$$\begin{aligned}\Delta P_{эм} &= R_s i_{d0}^2 + R_{fd} \left[\frac{\Psi_{1n}}{L_m} - i_{d0} \left(\frac{L_{сs}}{L_m} + 1 \right) \right]^2 + \\ &+ \frac{M^2}{\Psi_{1n}^2} \left[R_s + R_{fd} \left(\frac{L_q}{L_m} \right) \right] + \Delta P_{сm.n} \left(\frac{\Psi_m}{\Psi_{mn}} \right)^2 \left(\frac{\omega_1}{\omega_n} \right)^\lambda,\end{aligned}\quad (18)$$

которое получено из (10) с учетом соотношений (15), (16) и прямо пропорциональной зависимости при частотном управлении частоты ω_1 статора и скорости ω ротора синхронного двигателя. При этом в выражении (18) присутствует постоянное значение продольной проекции статорного тока (равное i_{d0}), а в качестве переменных величин участвуют текущие значения электромагнитного момента M и скорости ω ротора двигателя; в последнем слагаемом из (18) отношение (Ψ_m / Ψ_{mn}) может быть вычислено с использованием соотношений из (8).

Исходя из известных в теории электропривода формул для нахождения развиваемого электромагнитного момента M двигателя и суммарного момента инерции J на валу двигателя при безредукторном исполнении привода:

$$\begin{aligned}M &= M_c + J\omega' \text{ и} \\ J &= J_{дв} + J_m,\end{aligned}\quad (19)$$

(где M_c – статический момент сопротивления механизма; $\omega' = d\omega/dt$ – производная текущей скорости двигателя по времени; $J_{дв}$ и J_m – моменты инерции соответственно ротора двигателя и рабочего механизма), преобразуем выражение (18) к зависимости:

$$\Delta P_{эм} = a + b(M_c + J\omega')^2 + c\omega^\lambda, \quad (20)$$

в которой коэффициенты a, b, c вычисляются из соотношений:

$$\left. \begin{aligned}a &= R_s i_{d0}^2 + R_{fd} \left[\frac{\Psi_{1n}}{L_m} - i_{d0} \left(\frac{L_{сs}}{L_m} + 1 \right) \right]^2; \\ b &= \left[R_s + R_{fd} \left(\frac{L_q}{L_m} \right) \right] / \Psi_{1n}^2; c = \frac{\Delta P_{сm.n}}{\omega_n^\lambda} \left(\frac{\Psi_m}{\Psi_{mn}} \right)^2.\end{aligned} \right\} \quad (21)$$

Текущие значения $\alpha_p(t)$ и $\alpha_m(t)$ перемещений вала СДЭВ при разгоне и торможении определим из выражений:

$$\left. \begin{aligned}\alpha_p(t) &= \int_0^t \omega dt \text{ при } 0 \leq t \leq t_p; \\ \alpha_m(t) &= \int_0^t \omega dt \text{ при } 0 \leq t \leq t_m.\end{aligned} \right\} \quad (22)$$

На пятом этапе осуществим оптимизацию суммарных основных электромагнитных потерь энергии (ОЭПЭ) для СДЭВ, приводящего в движение летучие ножицы.

В основе данной оптимизации положена установленная идентичность (подобие) аналитического выражения (20) для расчета основных электромагнитных потерь мощности $\Delta P_{эм}$ синхронного двигателя ранее полученной известной зависимости из [18] для нахождения этих потерь применительно к частотно-регулируемому асинхронному двигателю. Исходя из указанного подобия, для частотно-регулируемого СДЭВ применимы приведенные в [18] аналитические выражения для расчета оптимальных потерь энергии и оптимальных значений длительностей времени разгона и торможения для пуско-тормозных режимов при условии определения в них постоянных коэффициентов a, b, c из формул в (21).

Изложим суть данной методики оптимизации:

1) задаем ряд значений скорости резания летучих ножиц (например: $\omega_{уст} = 0,541; 0,6; 0,7; 0,8; 0,9$ о.е.) в пределах допустимых ее значений $\omega_{уст.n} \leq \omega_{уст} \leq \omega_{уст.max}$, исходя из обеспечения нормального режима резания ножницами трубы (металла) [16];

2) исходя из заданного постоянства статического момента ($M_c = 0,1M_n = \text{const}$) при разгоне и торможении, согласно [18] рассчитаем для конкретных значений установившейся скорости $\omega_{уст}$ равные между собой (с учетом $\alpha_p = \alpha_m$) значения времени разгона t_p и торможения t_m при различных видах траекторий изменения скорости двигателя:

$$t_p = \chi \alpha_p / \omega_{уст} \text{ и } t_m = \chi \alpha_m / \omega_{уст}, \quad (23)$$

где значения коэффициента χ равны: 2 – при линейной, а 3 или 1,5 – при параболического вида вогнутой и выпуклой траекториях скорости;

3) определим перемещение $\alpha_{уст}$ ножиц при установившейся скорости:

$$\alpha_{уст} = 2\pi - \alpha_p - \alpha_m = 1,095 \text{ рад.}; \quad (24)$$

4) для каждого варианта рассчитываемых скоростей и времени разгона t_p и торможения t_m вычислим из соотношений (17), (20) и (21) значения ОЭПЭ ΔW_p и ΔW_m двигателя при разгоне и торможении, а через них – суммарные электромагнитные потери энергии $\Delta W_{\Sigma} = \Delta W_p + \Delta W_m + \Delta W_{уст}$; $\Delta W_{уст} = \Delta P_{эм.уст} t_{уст}$; $t_{уст} = \alpha_{уст} / \omega_{уст}$ } в

СДЭВ за один цикл работы ножиц:

$$\left. \begin{aligned} \Delta W_{\text{ц}} &= \Delta W_p + \Delta W_m + \Delta W_{\text{уст}}; \\ \Delta W_{\text{уст}} &= \Delta P_{\text{эм,уст}} t_{\text{уст}}; \\ t_{\text{уст}} &= \alpha_{\text{уст}} / \omega_{\text{уст}}, \end{aligned} \right\} \quad (25)$$

где $\Delta W_{\text{уст}}$ и $t_{\text{уст}}$ – соответственно ОЭПЭ для двигателя при установившемся режиме и длительность этого режима; $\Delta P_{\text{эм,уст}}$ – электромагнитные потери мощности СДЭВ в установившемся режиме (при скорости $\omega_{\text{уст}}$ и моменте $M = M_c = \text{const}$);

5) по результатам расчета из (25) построены графические зависимости ОЭПЭ двигателя

$$\left. \begin{aligned} \Delta W_{\text{ц}} &= \Delta W_p + \Delta W_m + \Delta W_{\text{уст}}; \\ \Delta W_{\text{уст}} &= \Delta P_{\text{эм,уст}} t_{\text{уст}}; \quad t_{\text{уст}} = \alpha_{\text{уст}} / \omega_{\text{уст}} \end{aligned} \right\}$$

от значения скорости $\omega_{\text{уст}}$, показанные на рис. 4,а, а также вычисленные значения этих потерь от длительности времени цикла $t_{\text{ц}}$, – изображены на рис. 4,б, где

$$t_{\text{ц}} = t_p + t_m + t_{\text{уст}}; \quad (26)$$

6) из графиков на рис. 4,а определим минимальное значение ОЭПЭ

$$\left. \begin{aligned} \Delta W_{\text{ц}} &= \Delta W_p + \Delta W_m + \Delta W_{\text{уст}}; \\ \Delta W_{\text{уст}} &= \Delta P_{\text{эм,уст}} t_{\text{уст}}; \quad t_{\text{уст}} = \alpha_{\text{уст}} / \omega_{\text{уст}} \end{aligned} \right\} \text{ и соответствующее ему оптимальное значение скорости } \omega_{\text{уст}}^o$$

(которое на этом рисунке совпадает с нижней границей $\omega_{\text{уст,н}} = 0,541$ о.е. допустимого диапазона скоростей резания), а затем из (23), (25) и (26) найдем оптимальные значения времени разгона t_p^o и торможения t_m^o , общего времени цикла $t_{\text{ц}}^o$ резания ножниц.

В табл. 3 представлены результаты расчета оптимальных значений суммарных электромагнитных потерь энергии $\Delta W_{\text{ц}}^o$ для СДЭВ в приводе летучих ножниц, а также оптимальных значений времени цикла $t_{\text{ц}}^o$, разгона t_p^o и торможения t_m^o этих ножниц.

Применительно к линейной

$$\omega = \omega_{\text{уст}} (t / t_p) \quad \text{и} \quad \omega = \omega_{\text{уст}} [(t_m - t) / t_m], \quad (27)$$

параболической вогнутой формы

$$\omega = \omega_{\text{уст}} (t / t_p)^2 \quad \text{и} \quad \omega = \omega_{\text{уст}} [(t_m - t) / t_m]^2, \quad (28)$$

параболической выпуклой формы

$$\omega = \omega_{\text{уст}} \left[1 - \left(\frac{t_m - t}{t_m} \right)^2 \right] \quad \text{и} \quad \omega = \omega_{\text{уст}} \left[1 - \left(\frac{t}{t_m} \right)^2 \right] \quad (29)$$

тахограмм двигателя в режимах разгона и торможения и с учетом формулы из [7]:

$$u_1 = \left[(\omega \Psi_{1n} + i_{1q} R_s)^2 + (i_{1d0} R_s)^2 \right]^{0,5} \quad (30)$$

рассчитаны из (9), (15)–(17), (19)–(22) электромеханические (скорость ω , положение α , электромагнитный момент M , модули обобщенных векторов статорного напряжения u_1 и тока i_1 , проекция i_{1q} статорного тока, токи для продольной i_{fd} и поперечной i_{fq} обмоток возбуждения, приведенные к статорной обмотке) и энергетические (потери электромагнитной мощности $\Delta P_{\text{эм}}$ и энергии ΔW_p , ΔW_m) переходные процессы, которые показаны на рис. 5 и соответствуют оптимальной скорости $\omega_{\text{уст}}^o = 0,541$ о.е. резания и оптимальным значениям времени разгона t_p^o и торможения t_m^o из табл. 3.

На шестом этапе определим потребление активной электроэнергии синхронным двигателем при разгоне W_p и торможении W_m , установившемся режиме $W_{\text{уст}}$ и за один цикл $W_{\text{ц}}$ резания ножниц:

$$\left. \begin{aligned} W_p &= \int_0^{t_p} (M \omega) dt + \Delta W_p; \quad W_m = \int_0^{t_m} (M \omega) dt + \Delta W_m; \\ W_{\text{уст}} &= P_{\text{эм}} t_{\text{уст}} + \Delta W_{\text{уст}}; \quad W_{\text{ц}} = W_p + W_m + W_{\text{уст}} + \Delta W_{\text{ц}}. \end{aligned} \right\} \quad (31)$$

Рисунок 4 – Изменение основных электромагнитных потерь энергии $\Delta W_{\text{ц}}$ СДЭВ (а – от скорости резания $\omega_{\text{уст}}$, б – от длительности $t_{\text{ц}}$ цикла резания), соответствующих одному циклу резания ножниц для линейной (Л), параболической вогнутой (П') и выпуклой (П'') формы тахограмм (вертикальными пунктирными линиями показан допустимый диапазон скоростей резания)

Таблиця 3 – Значения оптимальных ΔW_p^o , ΔW_m^o , $\Delta W_{уст}^o$, ΔW_{ψ}^o и неоптимальных ΔW_p , ΔW_m , $\Delta W_{уст}$, ΔW_{ψ} ОЭПЭ, оптимальных W_p^o , W_m^o , $W_{уст}^o$, W_{ψ}^o и неоптимальных W_p , W_m , $W_{уст}$, W_{ψ} потреблений активной энергии для СДЭВ при одном цикле резания летучих ножиц и соответствующие им оптимальные t_p^o , t_m^o , $t_{уст}^o$, t_{ψ}^o и неоптимальные t_p , t_m , $t_{уст}$, t_{ψ} значения длительности времени разгона и торможения, времени рабочего цикла

Режим	Величина	Един. измер.	Оптимальные траектории			Неоптимальная траектория		
			параболич. (вогн.)	параболич. (выпукл.)	линейная	линейная		
						усл. обозн.	ед. изм.	значение
разгон	t_p^o	с	1,098	0,549	0,732	t_p	с	0,44
	ΔW_p^o	о.е.	6,254	11,50	6,854	ΔW_p	о.е.	28,93
	$\omega_{уст}^o$	о.е.	0,541	0,541	0,541	$\omega_{уст}$	о.е.	0,9
	W_p^o	о.е.	19,32	19,32	19,32	W_p	о.е.	51,63
торможение	t_m^o	с	1,098	0,549	0,732	t_m	с	0,44
	ΔW_m^o	о.е.	4,896	10,147	5,497	ΔW_m	о.е.	26,67
	$\omega_{уст}^o$	о.е.	0,541	0,541	0,541	$\omega_{уст}$	о.е.	0,9
	W_m^o	о.е.	-17,26	-17,27	-17,26	W_m	о.е.	-49,59
установившийся	$t_{уст}^o$	с	0,155	0,155	0,155	$t_{уст}$	с	0,093
	$W_{уст}^o$	о.е.	0,441	0,441	0,441	$\Delta W_{уст}$	о.е.	0,264
	$W_{уст}^o$	о.е.	0,437	0,437	0,437	$W_{уст}$	о.е.	0,436
цикл резания	t_{ψ}^o	с	2,351	1,253	1,619	t_{ψ}	с	1,035
	ΔW_{ψ}^o	о.е.	11,59	22,09	12,79	ΔW_{ψ}	о.е.	55,86
	W_{ψ}^o	о.е.	14,09	24,58	15,29	W_{ψ}	о.е.	58,34

Также оценим ориентировочный размер годовой экономии электроэнергии для синхронного электропривода летучих ножиц из выражения:

$$\mathcal{E}_c = 365 \cdot N_c (W_{\psi} - W_{\psi}^o) \Delta W_{\psi} / 3600 = 48,7 \cdot 10^3 \text{ кВтч}, \quad (32)$$

где $W_{\psi} = 58,34$ о.е. и $W_{\psi}^o = 15,29$ о.е. – соответственно неоптимальное (соответствующее скорости резания $\omega_{уст} = 0,9$ о.е. [16]) и оптимальное значения потребляемой энергии (согласно табл. 3) для СДЭВ, соответствующие одному циклу резания ножиц и линейному виду тахограммы скорости двигателя; $\Delta W_{\psi} = 2,23$ кДж – базисное значение энергии (из табл. 2); 3600 – переводной коэффициент из кДж в кВтч; $N_c = 5000$ – среднее для ножиц количество циклов резания в сутки; 365 – количество рабочих дней в году.

ВЫВОДЫ. 1. Полученная аналитическая зависимость (15) позволяет рассчитать оптимальное значение i_{d0} продольной проекции статорного тока, которое обеспечивает при управлении с постоянством потокосцепления статора ($\Psi_1 = \Psi_{1n} = \text{const}$) минимизацию (согласно рис. 2) электрических потерь мощности для СДЭВ. Как следует из рис. 2, в диапазоне четырехкратных значений электромагнитного момента СДЭВ достигаемая в установившихся и пускотормозных режимах экономия потребляемой мощно-

сти от осуществления указанной оптимизации составляет до 5 % от номинальной мощности двигателя.

2. Вычисленные и изображенные на рис. 3 графические зависимости для параметров режима компенсированного СДЭВ: продольной и поперечной проекции i_{1d} и i_{1q} статорного тока, токов i_{fd} и i_{fq} соответственно в продольной и поперечной обмотках возбуждения, модуля i_1 статорного тока и основных электрических потерь мощности ΔP_{ψ} , – характеризуют изменение этих величин при варьировании значения развиваемого электромагнитного момента M двигателя для управления $\Psi_1 = \Psi_{1n} = \text{const}$, а также подтверждают возможность создания при этом управлении больших (четырёх – пятикратных и более) значений электромагнитного момента.

3. Предложенная методика оптимизации, основанная на использовании зависимостей (23)–(26), позволяет определить оптимальные значения скорости резания $\omega_{уст}^o$, времени разгона t_p^o и торможения t_m^o , времени цикла t_{ψ}^o , – соответствующие минимальному значению электромагнитных потерь энергии СДЭВ для цикла резания летучих ножиц при разных (линейной, параболического вида вогнутой или выпуклой формы) траекторий изменения скорости.

Рисунок 5 – Электромеханические и энергетические переходные процессы СДЭВ при разгоне (а) и торможении (б) летучих ножиц (для $i_{ld} = i_{ld0} = 0,288$ о.е.), соответствующие оптимальной скорости резания

$\omega_{уст}^o = 0,541$ о.е., применительно для линейной (Л), параболической вогнутой (П')

и выпуклой (П'') формы тахограмм

4. Наименьшие значения основных электромагнитных потерь энергии СДЭВ при цикле резания летучих ножниц достигаются (согласно рис. 4) для параболической вогнутой и линейной траекторий скорости, а применение параболической выпуклой формы тахограммы нецелесообразно из-за увеличенных потерь энергии в двигателе. При этом переход от линейной или параболической выпуклой формы траекторий к параболической вогнутой форме траектории изменения скорости позволяет снизить (согласно табл. 3) электромагнитные потери в СДЭВ соответственно в 1,1 и 1,9 раза.

5. Выявлено, что посредством предложенной оптимизации электромагнитных потерь энергии частотно-регулируемого СДЭВ достигается при одном цикле резания ножниц снижение в 4,4 раза электромагнитных потерь энергии $\Delta W_{\text{э}}$ СДЭВ и уменьшение в 3,8 раза потребляемой активной энергии $W_{\text{а}}$ этим двигателем, что обеспечивает годовую экономию энергии для летучих ножниц (при количестве 5000 циклов резания в сутки) в размере 48,7 тыс. кВтч.

6. Поскольку при предложенной оптимизации потерь электроэнергии в синхронном двигателе при пуско-тормозных режимах летучих ножниц из-за снижения скорости прокатки уменьшается одновременно производительность трубопрокатного стана, целесообразно на практике использовать данную оптимизацию в том случае, если достигаемая экономия электроэнергии от нее (вследствие снижения энергозатратной составляющей в себестоимости продукции и повышения из-за этого ее рыночной конкурентной способности) является более выгодной, чем упомянутая повышенная производительность этого стана (которая, очевидно, предпочтительна лишь только при ситуации повышенного спроса на данную трубопрокатную продукцию).

7. Полученные в статье результаты рекомендуются проектантам и службам эксплуатации частотно-регулируемых электроприводов переменного тока и позволят при пуско-тормозных режимах уменьшить потери энергии в этих приводах, уменьшить тепловой нагрев двигателей и увеличить за счет этого межремонтные сроки их эксплуатации.

ЛИТЕРАТУРА

1. Синюгин В. Ю., Магрук В. И., Родионов В. Г. Гидроаккумулирующие электростанции в современной энергетике. Москва : ЭНАС, 2008. 352 с.
2. Бычков А. П. Электропривод и автоматизация металлургического производства. Москва : Высшая школа, 1977. 391 с.
3. Зеленев А. Б., Тертичников В. Н., Гулякин В. Г. Электропривод механизмов прокатных станов. Харь-

ков : Металлургия, 1963. 344 с.

4. Афанасьев В. Д. Электроприводы автоматических летучих ножниц. Москва–Ленинград : Госэнергоиздат, 1962. 144 с.

5. Петелин Д. П. Автоматическое управление синхронными электроприводами. Москва : Энергия, 1968. 192 с.

6. Ковач К. П., Рац И. Переходные процессы в машинах переменного тока. Москва–Ленинград : Госэнергоиздат, 1963. 747 с.

7. Копылов И. П. Электромеханические преобразователи энергии. Москва : Энергия, 1973. 400 с.

8. Вейнгер А. М. Регулируемый синхронный электропривод. Москва : Энергоатомиздат, 1985. 224 с.

9. Шенфельд Р., Хабингер Э. Автоматизированные электроприводы. Ленинград : Энергоатомиздат, 1985. 464 с.

10. Поляков В. Н., Шрейнер Р. Т. Экстремальное управление электрическими двигателями. Екатеринбург : УГТУ–УПИ, 2006. 420 с.

11. Полилов Е. В., Степанов А. Н. Повышение энергоэффективности синхронного электропривода путем оптимизации потокосцепления статора. *Вісник КДУ імені Михайло Остроградського*. 2009. Вип. 4 (57). Ч. 1. С.107–111.

12. Carpiuc S., Patrascu D. I., Lazar C. Optimal Torque Control of the Externally Excited Synchronous Machine. *CEAI*. 2012. Vol. 14. № 2. P. 80–88.

13. Haala O., Wagner B., Hofmann M., Marz M. Optimal current control of externally excited synchronous machines in automotive traction drive applications. *Engineering and Technology International Journal of Electrical and Computer Engineering*. 2013. Vol. 7. № 9. P. 1133–1139.

14. Carpiuc. S.-C., Lazar M. Efficient State Reference Generation for Torque Control in Externally Excited Synchronous Machines. *Journal of Dynamic Systems, Measurement, and Control*. 2015. Vol. 137. P. 1–7.

15. Alnajjar M., Gerling D. Minimization of Energy Losses in the Traction Drive of HEV using Optimized Adaptive Control. *IEEE*. 2014. P. 1–6.

16. Вейнгер А. М. Серый И. М., Янко-Триницкий А. А. Синхронный частотный электропривод летучих ножниц прокатного стана. *Електричество*. 1979. № 1. С. 68–69.

17. Копылов И. П., Клоков Б. К., Морозкин В. П., Токарев Б. Ф. Проектирование электрических машин. Москва : "Юрайт", 2011. 767 с.

18. Volkov V. Energy Saving in Positional Frequency Regulated Asynchronous Electric Drives By optimizing their Acceleration and Deceleration Times. *EEE, MEES'17. Kremenchuk*, 2017. P. 200–203.

ENERGY-SAVING CONTROL OF THE FREQUENCY-REGULATED SYNCHRONOUS ELECTRIC DRIVE OF FLYING SCISSORS IN START-BRAKING REGIMES

V. Volkov

National Technical University "Dnipro Polytechnic"

prosp. Dmytra Yavornitskoho, 19, Dnipro, 49600, Ukraine. E-mail: green_stone@ukr.net

Purpose. The article is devoted to the start-braking drive regimes of the flying shears to minimize the energy losses of the frequency-regulated synchronous motor with electromagnetic excitation by optimizing the cutting speed and its trajectory-

ries of speed change during acceleration and deceleration. **Methodology.** The researches used the methods of similarity, mathematical analysis and computer simulation. A study was made of the variation of the stator current, the currents of the longitudinal and transverse excitation windings, and the electric power losses of a compensated synchronous motor by varying the value of the electromagnetic moment developed by it, as well as transient electromechanical and energy processes of this motor during the start-braking regimes. As applied to the operating cycle of the volatile shear drive, a study was conducted of the dependence of the electromagnetic energy loss of a synchronous motor on the cutting speed for different trajectories of the motor speed change. The optimal trajectories of changes in the speed of the specified engine are determined, at which its electromagnetic energy losses in the start-braking regimes are minimized. The calculation of the consumption of active energy and its expected savings in this engine, achieved through the proposed optimization of energy losses for the working cycle of cutting a synchronous electric flying shears, is performed. An analytical dependence is obtained for finding the optimal value of the longitudinal projection of the stator current of a synchronous motor while controlling it with a constant stator flux linkage that minimizes the electrical power losses of this motor. **Results.** A method is proposed for optimizing the energy loss of a frequency-regulated synchronous motor with electromagnetic excitation for a cutting cycle of flying shears, by which these energy losses are minimized and the optimum cutting speed and optimum trajectories of the motor speed change during the start-braking regime are determined. **Practical value.** The researches carried out in the article make it possible to reduce unproductive electric power losses in a frequency-regulated synchronous motor with electromagnetic excitation during the start-braking control. Figures 5, tables 3, references 18.

Key words: synchronous motor; frequency regulation; start-brake modes; energy loss; energy saving management.

REFERENCES

1. Sinyugin, V. Yu., Magruk, V. I., & Rodionov, V. G. (2018). *Gidroakkumuliruyushchiye elektrostantsii v sovremennoy energetike [Pumped storage power plants in modern energy]*. Moscow: ENAS. [in Russian]
2. Bychkov, A. P. (1977). *Elektroprivod i avtomatizatsiya metallurgicheskogo proizvodstva [Electric drive and automation of metallurgical production]*. Moscow: Vysshaya shkola. [in Russian]
3. Zelenov, A. B., Tertichnikov, V. N., & Gulyakin V. G. (1963). *Elektroprivod mekhanizmov prokatnykh stanov [Electric drive mechanisms rolling mills]*. Kharkiv: Metallurgiya. [in Russian]
4. Afanas'yev, V. D. (1962). *Elektroprivody avtomaticheskikh letuchikh nozhnits [Electric drives of automatic flying scissors]*. Moscow–Leningrad: Gosenergoizdat. [in Russian]
5. Petelin, D. P. (1968). *Avtomaticeskoye upravleniye sinkhronnymi elektroprivodami [Automatic control of synchronous electric drives]*. Moscow: Energiya. [in Russian]
6. Kovach, K. P., & Rats, I. (1963). *Perekhodnyye protsessy v mashinakh peremennogo toka [Transients in alternating current machines]*. Moscow: Gosenergoizdat. [in Russian]
7. Kopylov, I. P. (1973). *Elektromekhanicheskiye preobrazovateli energii [Electromechanical energy converters]*. Moscow: Energiya. [in Russian]
8. Veynger, A. M. (1985). *Reguliruyemyy sinkhronnyy elektroprivod [Adjustable synchronous electric drive]*. Moscow: Energoatomizdat. [in Russian]
9. Shenfel'd, R., & Khabinger, E. (1985). *Avtomatizirovannyye elektroprivody [Automated electric drives]*. Leningrad: Energoatomizdat. [in Russian]
10. Polyakov, V. N., & Shreyner, R. T. (2006). *Ekstremalnoye upravleniye elektricheskimi dvigatelyami [Extreme control of electric motors]*. Yekaterinburg: UGTU–UPI. [in Russian]
11. Polilov, Ye. V., & Stepanov, A. N. (2009). Povysheniye energoeffektivnosti sinkhronnogo elektroprivoda putem optimizatsii potokostsepleniya statora. *Visnyk KDU imeni Myhajlo Ostrogradskogo*, 4 (57), 107–111. [in Ukrainian]
12. Carpiuc, S., Patrascu, D. I., & Lazar, C. (2012). Optimal Torque Control of the Externally Excited Synchronous Machine. *CEAI*, 14 (2), 80–88.
13. Haala, O., Wagner, B., Hofmann, M., & Marz, M. (2013). Optimal current control of externally excited synchronous machines in automotive traction drive applications. *Engineering and Technology International Journal of Electrical and Computer Engineering*, 7 (9), 1133–1139.
14. Carpiuc, S.-C., & Lazar, M. (2015). Efficient State Reference Generation for Torque Control in Externally Excited Synchronous Machines. *Journal of Dynamic Systems, Measurement, and Control*, 137, 1–7.
15. Alnajjar, M., & Gerling, D. (2014). Minimization of Energy Losses in the Traction Drive of HEV using Optimized Adaptive Control. *IEEE*. 1–6.
16. Veynger, A. M., Seryy, I. M., & Yanko-Trinitskiy, A. A. (1979). Sinkhronnyy chastotnyy elektroprivod letuchikh nozhnits prokatnogo stana. *Elektrichestvo*, 1, 68–69. [in Russian]
17. Kopylov, I. P., Klovov, B. K., Morozkin, V. P., & Tokarev, B. F. (2011). *Proyektirovaniye elektricheskikh mashin [Designing electric engines]*. Moscow: Yurayt. [in Russian]
18. Volkov, V. (2017). Energy Saving in Positional Frequency Regulated Asynchronous Electric Drives By optimizing their Acceleration and Deceleration Times. *IEEE, MEES'17*. Kremenichuk, Ukraine, 200–203. [in Ukrainian]

Стаття надійшла 02.07.2019.