

УДК 621.313.282.2

**ИМПУЛЬСНЫЙ ЛИНЕЙНЫЙ ЭЛЕКТРОМАГНИТНЫЙ ПРИВОД
ДЛЯ СКВАЖИННОГО ВИБРОИСТОЧНИКА**

Б. Ф. Симонов¹, В. Ю. Нейман², А. С. Шабанов²

¹*Институт горного дела им. Н. А. Чинакала СО РАН, E-mail: Simonov_BF@mail.ru,
Красный проспект, 54, 630091, г. Новосибирск, Россия*

²*Новосибирский государственный технический университет, E-mail: nv.nstu@ngs.ru,
просп. Карла Маркса, 20, 630073, г. Новосибирск, Россия*

Для повышения эффективности виброрейсмического метода безвзрывной технологии обоснована новая концепция в использовании соленоидного электромагнитного привода ударного действия, обеспечивающая возможность существенного увеличения полезной механической работы при ограничениях внешнего диаметра. Представлены результаты исследования моделей с помощью конечноэлементного моделирования магнитного поля в программе FEMM (Finite Element Method Magnetitics). Установлены силовые и энергетические характеристики электропривода и перспективы его применения в условиях ограничения внутренним диаметром обсадной трубы до 120 мм.

Скважинный виброисточник, соленоидный электромагнитный привод, конечноэлементное моделирование магнитного поля, полезная механическая работа, силовая характеристика

Работы Института горного дела СО РАН предыдущих лет в области техники и технологии вибровоздействия на нефтяные пласты показали эффективность скважинного виброисточника как средства повышения нефтеотдачи [1–5]. В Институте были разработаны и испытаны гармонические виброисточники, создающие сейсмические волны, которые воздействуют на нефтяные пласты, проходя по толще горных пород [6, 7]. Установлено, что данный метод позволяет снижать обводненность продукции скважин на 15–30% в зоне радиусом до 3 км от точки установки виброисточника на поверхности [8]. Предлагаемая технология имеет возможность комплексирования со многими другими методами воздействия на пласт, усиливая их эффект, особенно с методами химического воздействия на нефтяные пласты.

Однако сейсмические поля на глубине более 2 км от таких виброисточников достаточно малы (амплитуды смещений регистрировались на уровне 100–300 Å), что существенно снижает применение виброисточников на промыслах с глубиной залегания нефтяных пластов более 2–3 км. Вместе с тем такие глубины залегания нефтяных пластов характерны для подавляющего большинства российских месторождений, особенно в Западной Сибири. Также для этих глубин становится невозможным применение скважинных виброисточников на базе штанговых насосов с приводом от станков-качалок на поверхности, поскольку из-за недостаточной прочности штанг они не могут быть установлены ниже глубины 1400–1500 м [9].

Большой интерес вызывают скважинные виброисточники, которые можно разместить непосредственно на уровне нефтяного пласта на любой глубине его залегания и создать необходимое силовое воздействие в обсадной колонне на уровне призабойной зоны скважины.

Применение на большой глубине безвзрывной технологии с ударным воздействием позволит существенно повысить эффективность вибросейсмического метода без использования громоздкого наземного оборудования. Сейсмическое поле при этом генерируется на уровне нефтяного пласта за счет силового элемента, передающего ударные импульсы через обсадную колонну скважины в массив горных пород. В свою очередь ударные импульсы создаются в результате возвратно-поступательного движения ударной массы, управляемой электромагнитным полем катушек.

По виду энергоносителя концепция в использовании исключительно электрического привода, по отношению к пневматическому или гидравлическому, исходит из возможности доставки на глубину 3–4 км электрической энергии с минимальными потерями энергоносителя. При проектировании подобного оборудования, представляющего собой линейный электромагнитный привод и систему для его управления, основной проблемой следует считать выбор параметров ударной системы привода, обеспечивающего необходимые условия для передачи энергии 150–200 Дж в деформируемую среду при минимальных весовых показателях, и размеры привода, которые ограничены внутренним диаметром обсадной трубы до 120 мм.

Для гарантированного спуска электропривода в колонну труб такого диаметра на глубину 3–4 км его наружный диаметр не должен превышать 105 мм и функционировать в течение длительных интервалов времени с продолжительностью включения не менее 20–30 %.

Для указанных диаметров среднее расчетное тяговое усилие на основной части хода бойка ограничено значениями электромагнитного усилия $F_{эм} = 250 - 350$ Н. Достичь энергий 150–200 Дж при указанных значениях возможно только при высоких скоростях бойка за счет его значительных ускорений в магнитном поле катушки.

Различные конструктивные исполнения основных элементов в магнитной цепи привода для разгона ударной массы бойка электромагнитными силами имеют важное значение, поскольку в прямой зависимости от этого будут находиться энергетические параметры виброисточника [10–15]. По этой причине решение вопросов о целесообразности применения того или иного конструктивного исполнения электропривода для импульсной системы особенно важно.

Практический опыт и многочисленные исследования по данному вопросу дают основание считать, что наиболее приемлемым в качестве электромагнитного привода виброисточника следует считать цилиндрический втяжной соленоидный электромагнитный двигатель, имеющий относительно большие значения хода бойка в сравнении с другими типами электромагнитных двигателей [16–20]. Преимущества соленоидных электромагнитных двигателей заключаются в простоте их конструкций и технологичности изготовления при производстве.

В конструктивном отношении привод двухмодульный и содержит две катушки. Возвратно-поступательное движение бойка (сердечника) осуществляется под действием электромагнитных сил обеих катушек. Это позволяет повысить частоту ударов и создать устойчивые режимы работы привода, а использование длинноходовых магнитных систем втяжного типа обеспечивает более простую по конструкции систему питания и управления при реализации процесса ускорения бойка в магнитном поле катушки. Увеличение скорости движения бойка в таких системах может достигаться большими значениями его хода и линейными размерами намагничивающей катушки.

Анализ различных по конструктивному исполнению основных элементов магнитной системы электроприводов показывает, что отношение длины намагничивающей катушки к радиусу сердечника в длинноходовых магнитных системах находится в интервале значений $l_k / R_1 = 8 - 12$, в то время как для остальных устройств ударного действия это отношение для магнитных систем не превышает значений 2–4 [21, 22]. Данное обстоятельство вынуждает учитывать намагничивающую силу, распределенную по всей длине катушки, даже на стадии предварительного расчета.

Предлагаемые аналитические методы расчета таких систем при выводах основных расчетных выражений изобилуют множеством допущений и ограничений, касающихся учета магнитных сопротивлений и паразитных зазоров, потоков рассеяния и выпучивания, диапазонов изменения рабочего зазора и т. д. [23]. И самое главное, что результаты расчета по известным выражениям и экспериментальные данные для вновь созданных устройств на практике могут иметь большие расхождения.

Вызвано это прежде всего тем, что существующие методы расчетов электромагнитных систем строятся на теории магнитных цепей. При расчетах магнитная система заменяется электрической схемой замещения, а значения магнитных сопротивлений определяются по упрощенной картине поля. Рабочий воздушный зазор, где происходит процесс энергопреобразования, также представляется одним из участков магнитной цепи, сопротивление которого зависит от размеров и поверхностей расположения бойка и неподвижного магнитопровода при некотором формальном учете распределения магнитного потока. Фактически расчет тягового усилия в длинноходовых системах связан с точным учетом распределения потоков рассеяния, что при использовании существующих подходов вызывает большие затруднения. Следовательно, простого и достаточно точного аналитического метода расчета длинноходовых систем втяжного типа не существует.

Представленные в работе результаты исследований получены с помощью конечно-элементного моделирования магнитного поля в программе FEMM [24]. В основе специализированной математической программы расчета двухмерного магнитного поля лежит метод конечных элементов. В FEMM следует выделить три основных функциональных блока: блок по созданию геометрии расчетной области, идентификации и присваивания физических свойств ее отдельным частям (препроцессор); блок, осуществляющий расчет параметров модели методом конечных элементов (процессор); блок вывода результатов расчета (постпроцессор). Среди общего списка компьютерных программ расчета двухмерных магнитных полей FEMM отличается простой в использовании графический интерфейс, а также широкая доступность программы.

Расчетная схема модуля соленоидного электромагнитного двигателя с обозначениями линейных размеров приведена на рис. 1.

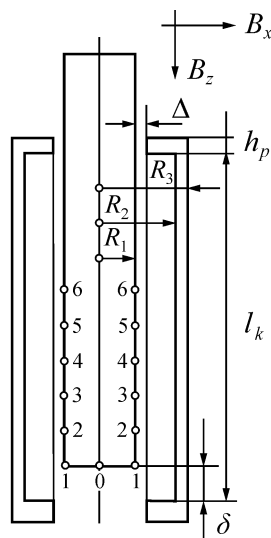


Рис. 1. Расчетная схема модуля электромагнитного двигателя

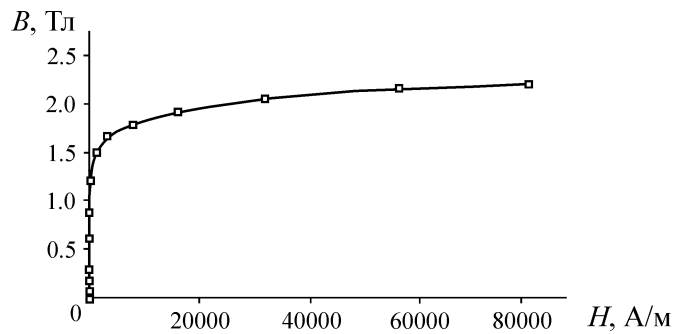


Рис. 2. Кривая намагничивания стали

Моделирование осуществлялось по методике, изложенной в [25–27], с учетом характеристики намагничивания стали $B(H)$, которая приведена на рис. 2. При излучении поля линий магнитного потока полагаем, что система обладает геометрической и магнитной симметрией относительно оси z (рис. 1).

Известно, что в короткоходовых электромагнитных системах ($\delta / 2R_1 < 0.1$) основное усилие создается в области рабочего воздушного зазора δ за счет главного магнитного потока и только частично — за счет потоков рассеяния. В длинноходовых электромагнитах тяговое усилие на большей части хода сердечника определяется потоками рассеяния, так как магнитное сопротивление рабочего воздушного зазора превышает магнитное сопротивление, образованное внешней поверхностью сердечника и внутренней поверхностью магнитопровода.

В этой связи возникает интерес к задаче о распределении тягового усилия по участкам внедренной части бойка. Результаты данных исследований в виде диаграммы, отражающей значения тяговых усилий, выраженных в процентах, от значения результирующего усилия для различных участков поверхностей сердечника, внедренных в катушку, приведены на рис. 3.

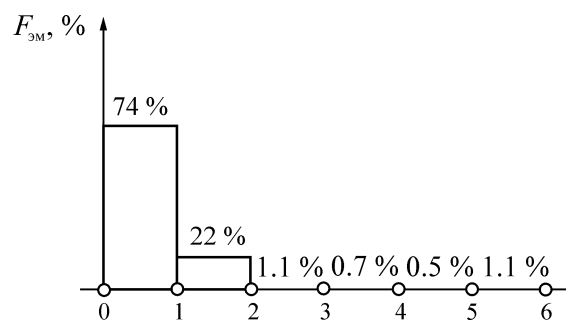


Рис. 3. Диаграмма распределения тягового усилия по участкам сердечника

Из диаграммы следует, что на участке (0–2) внедренной части сердечника создаваемое в поле катушки тяговое усилие составляет более 95 % от результирующего, в то время как на всех остальных участках (2–6) оно не превышает 5 %. Исследования показывают, что для длинноходовых систем при неизменном токе на большей части перемещения сердечника тяговое усилие практически не меняется.

Для доказательства данного положения на рис. 4 для трех моделей с размерами $R_1 = 24$ мм, $R_2 = 42$ мм, $R_3 = 47$ мм, $h_n = 16$ мм, $\Delta = 4$ мм и различных соотношений $l_k / R_1 = 20.8; 29.2; 37.5$ проведены расчеты магнитного поля и построены картины поля в виде линий магнитного потока.

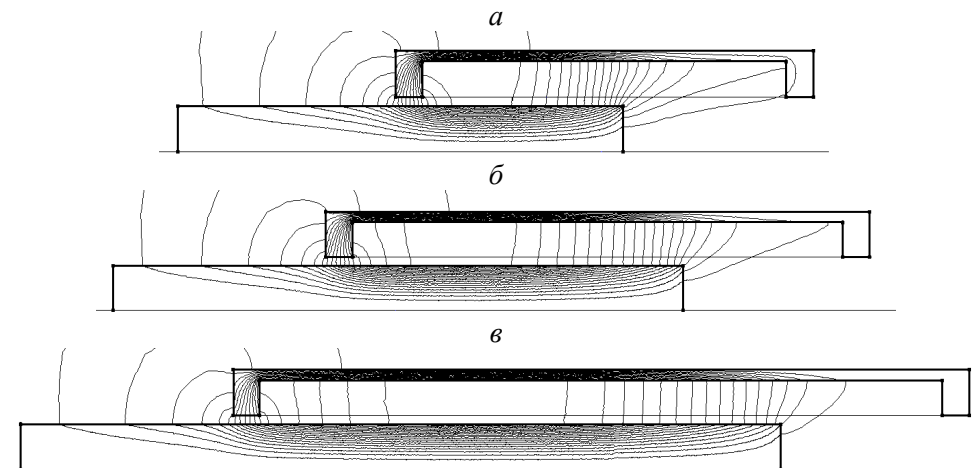


Рис. 4. Расчетные области и картины поля моделей при соотношениях размеров: *a* — $l_k/R_1 = 20.8$; *b* — $l_k/R_1 = 29.2$; *v* — $l_k/R_1 = 37.5$

Принимая намагничивающую силу распределенной по длине катушки, выполнено исследование влияния длины электромагнита на тяговые характеристики и максимальное значение развиваемой электромагнитной силы. Равномерность распределения намагничивающей силы по всей длине модели проверялась равенством картины распределения модуля магнитной индукции по сечению модели на расстоянии, равном длине радиуса R_3 (рис. 5).

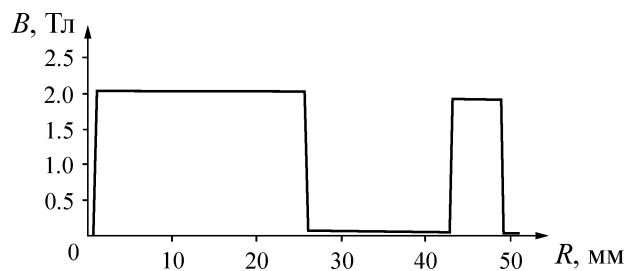


Рис. 5. Картина распределения модуля магнитной индукции по сечению

На рис. 6 приведены расчетные зависимости электромагнитного усилия моделей (см. рис. 4) в зависимости от положения внедренной части сердечника. Значения тяговых усилий для различных положений сердечника определялись через интегральные характеристики поля и рассчитывались по программе FEMM. По результатам обработки полученных зависимостей установлено, что для длинноходовых магнитных систем при отношениях $l_k/R_1 \geq 15$ производимая механическая работа прямо пропорциональна величине хода сердечника.

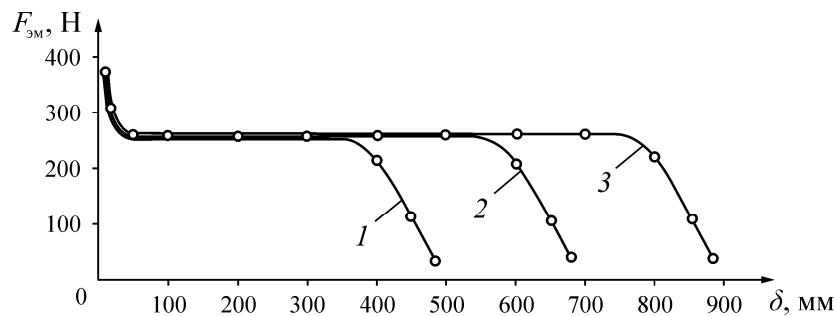


Рис. 6. Зависимости электромагнитного усилия от положения сердечника: 1 — $l_k/R_1 = 20.8$; 2 — $l_k/R_1 = 29.2$; 3 — $l_k/R_1 = 37.5$

Исходя из максимума критерия “отношения интегральной механической работы электромагнитного соленоидного двигателя к объему его активных материалов”, применяемого в задачах оптимального проектирования, система для безразмерного параметра l_k / R_1 оптимума не имеет. Следует также отметить, что ранее подобные электромагнитные системы при соотношениях размеров $l_k / R_1 \geq 15$ не исследовались, а значит, рекомендуемые для расчета длинноходовых электромагнитных ударных систем соотношения размеров не позволяют в полной мере судить о степени рационального использования их активных материалов.

С помощью программы FEMM получена расчетная зависимость полезной механической работы массы соленоидного электромагнитного двигателя $A_{\text{мех}} / M$ от относительной величины хода сердечника δ / l_k , представленная на рис. 7. Зависимость построена для конструкций соленоидных электромагнитных двигателей с радиусами бойка $R_1 = 24$ мм, различающихся только линейными размерами катушек $l_k = 400 - 900$ мм, при соотношениях $l_k / R_1 = 16.7 - 37.5$.

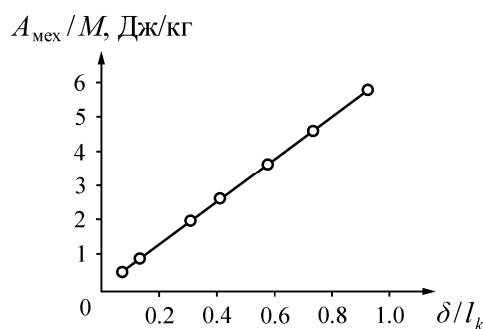


Рис. 7. Зависимость удельной полезной механической работы

Из рис. 7 видно, что при соотношениях $l_k / R_1 \geq 15$ полезная механическая работа соленоидных длинноходовых систем изменяется линейно в зависимости от перемещения бойка. При этом все расчеты, полученные с помощью моделирования магнитного поля с разной длиной катушек ($l_k = 400 - 900$ мм), точно совпали между собой и уложились в одну линию (рис. 7).

Практически это означает, что при ограничениях диаметра импульсной системы виброисточника увеличение полезной механической работы и энергии удара может быть достигнуто за счет увеличения рабочего хода сердечника и линейных размеров электромагнитного привода при полном сохранении показателя экономичности, определяемого механической работой, приходящейся на единицу веса или объема его активных материалов.

В задачах проектирования важным геометрическим параметром является отношение радиуса сердечника R_1 к внешнему радиусу катушки R_2 (рис. 1), соответствующее наименьшему расходу активных материалов электромагнитного двигателя. Поскольку внешний диаметр катушки ограничен внутренними размерами обсадной трубы, большой интерес представляет влияние, оказываемое на силовую характеристику геометрического параметра в виде соотношения размеров R_1 / R_2 .

Для ранее исследованных длинноходовых систем [16, 19, 21] при соотношениях $l_k / R_1 < 15$ выбор данного параметра рекомендован в диапазоне значений $R_1 / R_2 = 0.55 - 0.63$, что гарантирует минимальную массу в использовании активных материалов при максимальном выигрыше совершаемой полезной работы. При значениях параметра R_1 / R_2 , близких к единице, объем, занимаемый катушкой, стремится к своему минимуму, а активное сечение сердечника по магнитному потоку приближается к максимуму.

Будем считать, что задан внешний диаметр электромагнитного двигателя, ограниченный размером обсадной колонны. Проведем численное моделирование картины поля и тяговых характеристик электромагнитов с целью поиска соотношения геометрического параметра R_1/R_2 , удовлетворяющего условию максимального тягового усилия и полезной механической работы для значений другого геометрического параметра $l_k/R_1 > 15$. Различия в сечениях внешнего магнитопровода и сердечника во внимание не принимаются. С учетом введенных допущений и ограничений на рис. 8 представлены рабочие области моделей и результаты построения картины поля для значений параметра $R_1/R_2 = 0.57; 0.69; 0.81$.

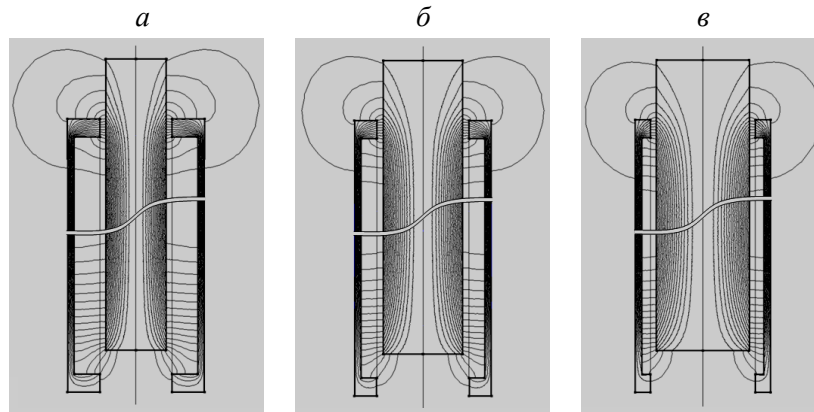


Рис. 8. Расчетные области моделей: *a* — базовая модель ($R_1/R_2 = 0.57$); *б* — модель 1 ($R_1/R_2 = 0.69$); *в* — модель 2 ($R_1/R_2 = 0.81$)

Для получения сопоставимых данных модели имели одну и ту же базовую конструкцию (рис. 8*a*), одинаковую внешнюю геометрию, объем и приблизительно равную массу активных материалов. Тяговые характеристики снимались при одних и тех же ампервитках ($Iw = \text{const}$). Сравнение тяговых характеристик показало, что в модели 1 наблюдается увеличение тягового усилия в 1.27 раза, а в модели 2 — в 1.38 раза соответственно по отношению к базовой. С ростом геометрического параметра R_1/R_2 индукция в сердечнике падает. Это объясняется увеличением площади сечения сердечника и сохранением ампервитков по отношению к базовой модели.

Результаты обработки тяговых характеристик в виде зависимости удельной механической работы в функции геометрического параметра R_1/R_2 приведены на рис. 9. Здесь же показана зависимость удельной механической работы, полученная по результатам обработки тяговых характеристик моделей 1 и 2 (рис. 8) при условии сохранения индукции в сердечнике ($B = \text{const}$) на уровне базовой модели за счет увеличения ампервитков.

На основании поставленного численного эксперимента на рис. 9 и анализа результатов можно заключить, что по отношению к базовой модели при переходе от геометрического параметра $R_1/R_2 = 0.57$ к $R_1/R_2 = 0.81$ превышение по полезной механической работе составляет 2.6 раза.

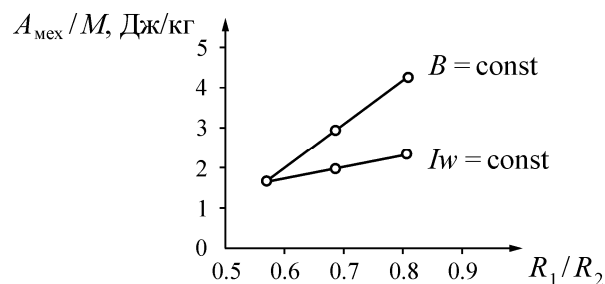


Рис. 9. Зависимости удельной механической работы моделей

Полученные зависимости для различных значений параметра R_1/R_2 имеют практически линейный характер и оптимума в отношении данного параметра не наблюдается.

По результатам выполненных исследований в условиях ограничения внешнего диаметра может быть рассмотрена новая концепция проектирования электромагнитного привода виброисточника, заключающаяся в следующем:

— линейные размеры электропривода не регламентируются исходя из выгодных соотношений между основными размерами длинноходовых электромагнитных двигателей работающих на потоках рассеяния;

— не существует установленных пределов в рациональном соотношении радиальных размеров сердечника и катушки, при выборе которых целесообразно выдерживать соотношение геометрического параметра R_1/R_2 , близкого к единице, при обеспечении требуемой величины намагничивания $Iw = \text{const}$. В идеальном случае объем, занимаемый катушкой, следует рассматривать в виде однослойной намотки проводника необходимого сечения.

К достоинствам концепции следует отнести возможность существенного увеличения полезной механической работы при сохранении главных преимуществ электропривода, которые заключаются в простоте конструкции и технологии изготовления. Применение новой концепции расширяет границы использования электромагнитного ударного привода.

Анализируя полученный результат, можно сделать заключение, что наиболее перспективной в решении задачи увеличения энергии удара при сохранении диаметрального размера электропривода может являться идея увеличения его линейных размеров. Данная идея получила экспериментальную проверку на специальном испытательном стенде. Хорошее совпадение расчетных и экспериментальных характеристик с отклонениями не более 5% наблюдались даже при относительно больших значениях токов катушки и сильных насыщениях ферромагнитных участков магнитной системы с индукциями в сечении $B = 2$ Тл и более. Проверке также подвергались сердечники, имеющие различную по форме конструкцию, в том числе с открытым и закрытым отверстием по оси.

ВЫВОДЫ

Для обеспечения наибольших энергий удара при создании электромагнитного ударного узла для скважинного виброисточника, работающего в условиях ограничения его внешнего диаметра размерами обсадной колонны скважины, наиболее эффективно использование электромагнитных приводов двойного действия соленоидного исполнения.

Увеличение энергии удара в подобных системах осуществляется за счет увеличения хода бойка и линейных размеров электропривода при сохранении его внешнего диаметра, что при соотношениях безразмерного параметра $l_k/R_1 \geq 15$ дает постоянство критерия экономичности в отношении показателя полезной механической работы, совершаемой электромагнитным приводом, отнесенной к массе или объему его активных материалов.

Целесообразно выдерживать соотношение радиальных размеров сердечника и катушки R_1/R_2 , близкого к единице, для получения требуемой величины намагничивания $Iw = \text{const}$. В идеальном случае объем, занимаемый катушкой, следует рассматривать в виде однослойной намотки проводника необходимого сечения.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Геомеханические** и технические основы увеличения нефтеотдачи пластов в виброволновых технологиях / В. Н. Опарин, Б. Ф. Симонов, В. Ф. Юшкин, В. И. Востриков, Л. А. Назаров, Ю. В. Погарский. — Новосибирск: Наука, 2010. — 404 с.
2. **Serdyukov S. V., Kurlenya M. V.** Mechanism of oil production stimulation by low-intensity seismic fields, *Acoustical Physics*, 2007, Vol. 53, No. 5. — P. 618–628.

3. **Orarin V. N., Simonov B. F.** Nonlinear deformation-wave processes in the vibrational oil geotechnologies, *J. of Mining Science*, 2010, Vol. 46, No. 2. — P. 95–112.
4. **Савченко А. В., Симонов Б. Ф., Чередников Е. Н.** Влияние гидроимпульсных воздействий на призабойную зону продуктивного пласта // *Фундаментальные и прикладные вопросы горных наук.* — 2014. — Т. 1. — № 1. — С. 285–288.
5. **Симонов Б. Ф., Сердюков С. В., Чередников Е. Н.** Результаты опытно-промысловых работ по повышению нефтеотдачи вибросейсмическим методом // *Нефт. хоз-во.* — 1996. — № 5. — С. 48.
6. **Путинцев Н. Н., Ряшенцев Н. П.** Математическая модель электромеханической системы приводов дебалансов виброисточника // *ФТПРПИ.* — 1983. — № 6. — С. 69–73.
7. **Юшкин В. Ф., Макарюк Н. В.** Анализ динамических характеристик электромеханической системы виброисточника // *Автоматизация электромехан. систем.* — Новосибирск: НЭТИ, 1983. — С. 106–110.
8. **Чичинин И. С.** Вибрационное излучение сейсмических волн. — М.: Недра, 1984. — 240 с.
9. **Чередников Е. Н., Савченко А. В.** Динамика работы штангового насос-пульсатора для волнового воздействия на продуктивный пласт // *Интерэкспо Гео-Сибирь.* — 2007. — Т. 5. — С. 249–251.
10. **Нейман В. Ю.** К вопросу о рационализации рабочих процессов и выбора конструктивных схем электромагнитных ударных машин // *Автоматизированные электромеханические системы.* — Новосибирск: Изд-во НГТУ, 2004. — С. 155–170.
11. **Neiman V. Yu.** Integrated linear electromagnetic motors for pulsed technologies, *Russian Electrical Engineering*, 2003, Vol. 74, No. 9. — P. 30–35.
12. **Neiman L. A., Neiman V. Yu.** Linear synchronous electromagnetic machines for lowfrequency impact technologies, *Russian Electrical Engineering*, 2014, Vol. 85, No. 12. — P. 752–756.
13. **Мошкин В. И., Угаров Г. Г.** Энергетическая и динамическая эффективность однообмоточных линейных электромагнитных двигателей с возвратной пружиной // *Вестн. СГТУ.* — 2012. — № 2. — С. 130–135.
14. **Ивашин В. В., Кудинов А. К., Певчев В. П.** Электромагнитные приводы для импульсных и виброимпульсных технологий // *Изв. вузов. Электромеханика.* — 2012. — № 1. — С. 72–75.
15. **Pevchev V. P.** Principal dimensions of the short-stroke electromagnetic motor for a seismic wave generator, *J. of Mining Science*, 2009, Vol. 45, No. 4. — P. 372–381.
16. **Симонов Б. Ф., Кадышев А. И., Нейман В. Ю.** Исследование статических параметров длинноходовых электромагнитов для молотов // *Транспорт: наука, техника, управление.* — 2011. — № 12. — С. 30–32.
17. **Угаров Г. Г., Нейман В. Ю.** Анализ показателей электромагнитных ударных машин // *ФТПРПИ.* — 1996. — № 2. — С. 72–80.
18. **Neiman V. Yu.** Dynamic energy transformation of linear electromagnetic machines with preliminary magnetic-energy storage, *Russian Electrical Engineering*, 2003, Vol. 74, No. 2. — P. 41–47.
19. **Малов А. Т., Ряшенцев Н. П. и др.** Электромагнитные молоты. — Новосибирск: Наука, 1968. — 128 с.
20. **Ряшенцев Н. П., Ряшенцев В. Н.** Электромагнитный привод линейных машин. — Новосибирск: Наука, 1985. — 153 с.
21. **Нейман В. Ю., Нейман Л. А., Петрова А. А., Скотников А. А., Рогова О. В.** К вопросу учета главных размеров при выборе типа электромагнита по значению конструктивного фактора // *Электротехника.* — 2011. — № 6. — С. 50–53.
22. **Мошкин В. И., Нейман В. Ю., Угаров Г. Г.** Импульсные линейные электромагнитные двигатели. — Курган: Изд-во КГУ, 2010. — 220 с.
23. **Русаков А. Д.** Расчет индуктивности и силы тяги электромагнитного двигателя ударного действия // *Электромагнитные машины ударного действия.* — Новосибирск: ИГД СО АН СССР, 1978. — С. 8–18.
24. **Буль О. Б.** Методы расчета магнитных систем электрических аппаратов: Магнитные цепи, поля и программа FEMM. — М.: Изд. центр “Академия”, 2005. — 336 с.
25. **Петрова А. А., Нейман В. Ю.** Моделирование в FEMM магнитного поля для расчета тяговых характеристик электромагнитных двигателей постоянного тока // *Сб. науч. тр. НГТУ.* — 2008. — № 2. — С. 101–108.
26. **Neuman V. Yu., Neuman L. A., Petrova A. A.** Calculation of efficiency of DC electromagnet for mechatronic systems // *IFOST 2008: Proceedings of the 3d International Forum on Strategic Technology*, June 23–29, 2008, Novosibirsk, Tomsk. — P. 452–454.
27. **Нейман Л. А., Нейман В. Ю.** Применение метода проводимостей для учета силы одностороннего магнитного притяжения асимметричного электромагнита // *Вестн. Иркут. гос. техн. ун-та.* — 2015. — № 2 (97). — С. 214–218.

Поступила в редакцию 18/X 2016