

УДК 621.313.53

*Е. Ю. Анишев, Э. З. Аснович, П. Г. Голобородько, Л. М. Дронник,  
Я. Я. Зандарт, А. И. Клименко, И. Я. Каган, А. С. Кулев,  
И. А. Лиепиньш, С. Ю. Реуцкий, В. Е. Стрижак, И. М. Толмач*

## **ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНОЕ ИССЛЕДОВАНИЕ ВЫСОКОТЕМПЕРАТУРНОГО ПЛОСКОЛИНЕЙНОГО МОДУЛЬНОГО ИНДУКЦИОННОГО НАСОСА**

В ряде работ последних лет, в частности в [1—6], прорабатывается проблема создания мощных натриевых МГД-насосов на расходы до 20 тыс. м<sup>3</sup>/ч и перепады давления до 12 кгс/см<sup>2</sup> для применения в энергетических блоках (в качестве альтернативы механическим насосам).

В [1] описан созданный в США (но не испытанный) мощный цилиндрический индукционный насос на расход 3300 м<sup>3</sup>/ч, напор 12,9 кгс/см<sup>2</sup>, рабочую частоту 20 Гц; его КПД составляет 45%, масса — 52,3 т, охлаждение обмоток — азотом.

В [2—4] приведены результаты проектных проработок цилиндрических насосов на следующие параметры: полный расход 8000 и 20 000 м<sup>3</sup>/ч, перепад давления 5,1 и 8,75 кгс/см<sup>2</sup>.

Указанные огромные расходы можно обеспечить также на основе идеи модульности. При этом сборка на полный расход komponуется из нескольких индукционных насосов меньшего расхода, включенных гидравлически параллельно. Возможны компоновки из цилиндрических [3] и плоских [5, 6] насосов.

Мы отдаем определенное предпочтение варианту из плоских насосов-модулей, поскольку такая схема позволяет упростить решение прочностных проблем крупных каналов, охлаждения обмоток, имеет более короткие обмоточные секции, обеспечивая также сравнительно простое решение задачи выемки индукторов без разгерметизации тракта.

Для повышения безопасности и упрощения эксплуатации таких насосов желательно обеспечить их работу без внешнего хладагента (воды, азота). В этом случае хладагентом индукторов насоса является сам перекачиваемый жидкий металл, имеющий достаточно высокую температуру (300÷380 °С). Обмотка индуктора в случае реализованного стационарного перепада температур примерно в 170 °С будет иметь температуру 470÷550 °С, т. е. должна быть высоконагревостойкой [7]. Такой принцип охлаждения особенно целесообразен для насосов первого контура, поскольку они там должны размещаться в глубокой шахте, опущенной в бак с жидким натрием.

На пути к созданию подобного натурального перекачивающего устройства, весящего десятки тонн, целесообразно предварительное создание и испытание меньших макетов насосов, повторяющих, однако, основные принципы конструирования натуральных систем.

Предметом исследования данной работы является, с учетом сказанного, относительно малый макетный образец модульного насоса типа АМН-6, модули которого повторяют в масштабе линейных размеров около 1:3 конструкцию модулей возможного натурального перекачивающего устройства. Основными особенностями исследованного образца являются:

1. Модульность. Гидравлическая часть образца состоит из двух одинаковых плоских каналов с двухсторонними индукторами, работающими параллельно в общем контуре.

2. Наличие нагревостойких электроизоляционных материалов. Охлаждение индукторов насоса осуществляется жидким металлом, причем такие внешние хладагенты, как вода и азот, отсутствуют. Помимо теплоотдачи жидкому металлу, в каналах предусмотрен отвод тепла от обмоток к металлу, подающемуся в специальные панели охлаждения. Панели представляют собой плоские каналы, непосредственно примыкающие к железу индукторов со стороны спинки, соединенные между собой в параллельную гидравлическую сеть и забирающие менее 0,5% расхода, развиваемого насосом.

3. Автономный источник питания — машинный агрегат с синхронным генератором частотой 148 Гц. Наличие машинного агрегата обеспечивает необходимый выбег расхода жидкого металла при исчезновении напряжения сети за счет инерционных масс, а выбор повышенной частоты позволяет обеспечить работу насоса со значениями магнитного числа Рейнольдса от  $3 \div 4$  (при пуске) до 0,9 (номинальный режим), что близко к значениям в натуральных устройствах.

4. Использование активного конфузора на входе в канал для обеспечения работоспособности при малых давлениях на входе (около  $0,5 \text{ кгс/см}^2$ ).

**Описание конструкции.** Номинальные расчетные параметры насоса АМН-6 таковы: полный номинальный расход  $Q=291 \text{ м}^3/\text{ч}$  ( $80,7 \text{ л/с}$ ), развиваемый перепад давлений  $4 \text{ кгс/см}^2$ , перекачиваемое рабочее тело — натрий с температурой  $380^\circ\text{C}$ , мощность, забираемая из сети (на весь насос),  $123,5 \text{ кВт}$ . Коэффициент мощности  $\cos \varphi=0,32$ , полный КПД 25%. Номинальная расчетная температура обмотки  $510^\circ\text{C}$ , линейная токовая нагрузка  $706 \text{ А/см}$ , соединение обмоток индукторов параллельное, линейное напряжение  $580 \text{ В}$ , масса насоса  $1,6 \text{ т}$ .

На рис. 1 показана принципиальная схема насоса АМН-6. Конструктивно насос состоит из двух каналов, помещенных между тремя индукторами (один индуктор двухсторонний, два — односторонних). Ширина канала (наружная)  $197 \text{ мм}$ , толщина одной стенки канала  $2 \text{ мм}$ , материал — сталь X18H10T. Для стабилизации течения каждый канал разделен перегородками толщиной  $1,2 \text{ мм}$  на 8 одинаковых подканалов. Зазоры: по жидкому металлу в активной зоне  $13,7 \text{ мм}$ ; на входе в активный конфузур  $23,7 \text{ мм}$ . Длина активной зоны каждого индуктора  $1007 \text{ мм}$ ; размер полюсного деления  $83,5 \text{ мм}$ , материал магнитопровода индуктора — листовая сталь Э330 толщиной  $0,5 \text{ мм}$ . Изоляции обмотки: а) витковая — слюдинитовая лента (высокотемпературная)  $0,08 \text{ мм}$  в полнахлеста, б) корпусная — формовочный материал института ВНИИЭИМ на основе фторфлогопита [7]. Общая толщина корпусной изоляции около  $0,9 \text{ мм}$ . Предварительно были выполнены испытания натуральных секций с такой изоляцией, показавшие, что при температуре  $550^\circ\text{C}$  пробивное напряжение корпусной изоляции составляет около  $3000 \text{ В}$ , в то время как номинальное напряжение равно  $580 \text{ В}$ .

Расчет, проектирование, изготовление и испытание холостого хода насоса были выполнены ЭНИН им. Г. М. Кржижановского. Горячие

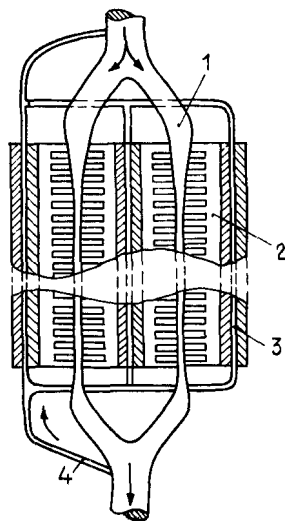


Рис. 1. Принципиальная схема модульного насоса типа АМН-6. 1 — рабочий канал; 2 — индуктор; 3 — полая панель, на которой смонтирован индуктор; 4 — отвод незначительной части рабочего потока в полые панели.

испытания проводились в Институте физики АН Латвийской ССР на жидкометаллическом контуре Ду-100.

Целью испытаний являлось сравнение расчетных и экспериментальных энергетических и локальных параметров, тепловых режимов, прочностных показателей при рабочей температуре обмотки, а также исследование переходных процессов при изменении режима питания насоса.

**Опыт холостого хода.** Перед врезкой насоса в контур были выполнены испытания идеального холостого хода [8], в которых измерялось распределение магнитного поля в зазоре и определялись суммарные потери в стали и стенках канала для различных значений напряжения на частотах 50 и 148 Гц. Аппроксимацией потерь зависимостью  $P = gU^2$  были найдены коэффициенты  $g$ , составляющие 0,48 См для частоты 50 Гц и 0,32 См для частоты 148 Гц.

Из кривых распределения результирующего магнитного поля в зазоре [8] следует:

1. В спектре прямо бегущих волн имеется пик на основной гармонике. Помимо нее, однако, имеются довольно значительные гармоники, бегущие в прямом направлении как с большей, так и с меньшей скоростями.

2. Амплитуды обратно бегущих волн не превышают 3% от амплитуды результирующего поля.

3. Поле затухает вблизи краев индуктора (вдоль его длины). Измерения показали также равномерность распределения поля по ширине канала.

**Проливочные испытания.** Проливка каналов насоса производилась на контуре Ду-100 при отключенных от сети обмотках индукторов. Подъем давления осуществлялся плавным увеличением напряжения на контурном насосе. Одновременно с общим перепадом давления измерялись давление на входе и выходе каждого из каналов, суммарный расход (трубкой Вентури) и расходы в каждом канале. Результаты измерений показали, что суммарный коэффициент гидравлического сопротивления каналов насоса  $\xi = \Delta p / Q^2$  равен  $2 \cdot 10^7 \text{ Н} \cdot \text{с}^2 / \text{м}^8$ , а для панелей он составляет  $7,3 \cdot 10^{11} \text{ Н} \cdot \text{с}^2 / \text{м}^8$ .

**Испытания в рабочих режимах.** Горячие испытания насоса проводились в несколько этапов с последовательной интенсификацией режимов. На первом этапе были сняты напор-расходные характеристики на частоте 50 Гц при фиксированных значениях фазного тока (62; 78 и 92 А) и температуре натрия 250 °С. Питание насоса осуществлялось от индукционного регулятора (50 Гц; 900 А; 600 В). Тракт панелей охлаждения на этом этапе не был заполнен жидким металлом.

Результаты измерений представлены на рис. 2  $p(Q)$ -характеристикой и зависимостью КПД от расходов. Из графиков видно, что максимум КПД, равный 12%, достигается при расходе 20 л/с и напоре 4,3 кгс/см<sup>2</sup>.

На втором этапе испытаний питание насоса осуществлялось от агрегата частоты 148 Гц. В панели охлаждения жидкий металл по-прежнему не подавался.

$p(Q)$ -характеристики представлены на рис. 3. Здесь же помещен график изменения КПД для режимов с  $I_{\text{ср}} = 92 \text{ А}$ . Видны характерные провалы  $p(Q)$ -характеристики в зоне  $1 > s > 0,5$ . Максимум КПД, равный 26%, соответствует режиму с общим расходом  $\sim 80 \text{ л/с}$  и напором 4,8 кгс/см<sup>2</sup>, что несколько превосходит проектные данные.

Расходы в двух каналах распределялись во всех режимах практически равномерно. Кавитация отсутствовала при давлении на входе 0,5 кгс/см<sup>2</sup> и скорости в канале 16 м/с.

По измерительным виткам, лежащим на канале, фиксировалось распределение результирующей индукции по ширине канала. На рис. 4 показаны графики изменения индукции результирующего поля в поперечном сечении канала, расположенном на расстоянии 160 мм от края

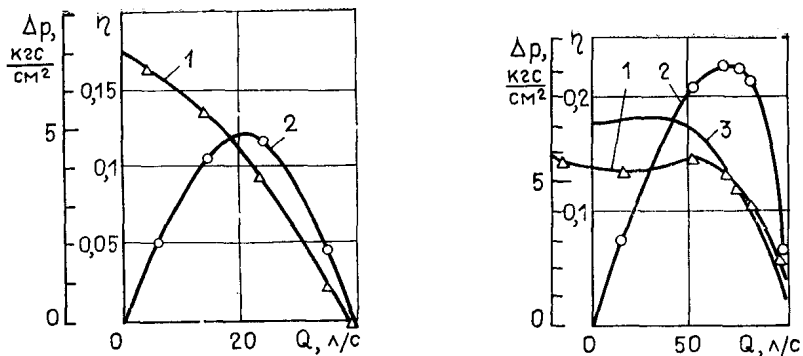


Рис. 2. Напор-расходная характеристика (1) и зависимость КПД от расхода (2) для частоты 50 Гц. Ток фазы одного индуктора везде около 98 А.

Рис. 3. Напор-расходная характеристика и зависимость КПД от расхода для частоты 148 Гц. 1 — экспериментальная характеристика, 2 — зависимость КПД от расхода, 3 — расчетная характеристика. Сопоставление расчета с экспериментом при фазном токе одного индуктора 92 А.

индуктора № 3, противоположного конфузору. Здесь же указаны средние скорости исследованных режимов. Видно, что при увеличении скольжения и переходе к тормозному режиму усиливается неоднородность распределения индукции по ширине.

На этом этапе испытаний к расходомеру и фазе насоса подключался шлейфный осциллограф и фиксировался переходный процесс выбега насоса при отключении от сети приводного двигателя агрегата (рис. 5). Как видно из графика, время падения расхода составляет несколько десятков секунд, что достаточно для обеспечения нормального режима расхолаживания.

Третий этап — тепловые испытания при охлаждении индукторов к каналам и панелям. Снимались  $p(Q)$ -характеристики с фиксацией температуры индукторов и жидкого металла. Результаты одного, наиболее интенсивного режима с токами фаз, близкими к номинальным (около 92 А), показаны на рис. 6. Максимальный перегрев на этом режиме составил 128 °С. Максимальная температура жидкого металла 390 °С, температура обмотки 518 °С, что близко к расчетным значениям.

При этом следует отметить, что были приняты меры для максимального ослабления теплообмена между обмотками индукторов и

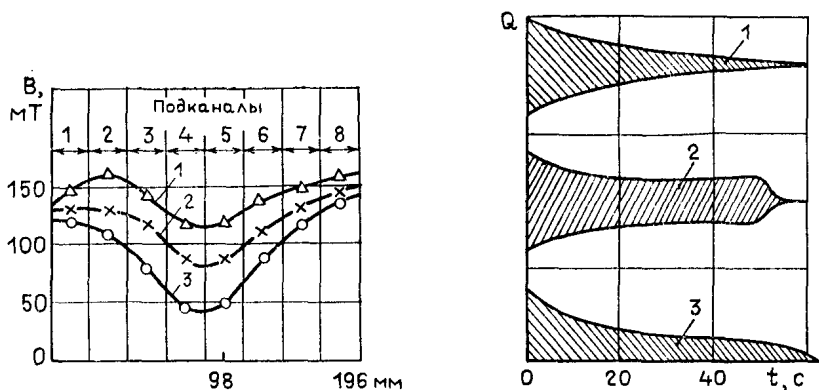
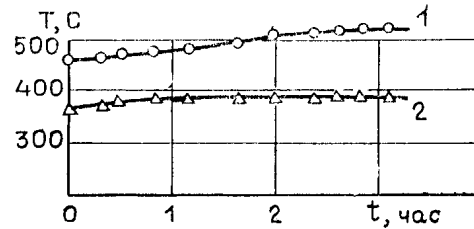


Рис. 4. Распределение индукции по ширине канала. 1 — насосный режим,  $v_{ср} = 14$  м/с; 2 — насосный режим,  $v_{ср} = 8,4$  м/с; 3 — тормозной режим,  $v_{ср} = -3,3$  м/с.

Рис. 5. Переходный процесс выбега насоса при отключении от сети приводного двигателя агрегата. 1 — фазное напряжение (начальное значение 230 В); 2 — фазный ток одного индуктора (начальное значение 72 А); 3 — расход через один канал (начальное значение 32 л/с).

Рис. 6. Кривые изменения температуры обмотки и жидкого металла во времени в интенсивном тепловом режиме насоса. 1 — температура обмотки, 2 — температура жидкого металла.



внешней средой и все выделявшееся в них джоулево тепло не рассеивалось, а уносилось жидким металлом.

**Сопоставление расчета с экспериментом.** Методика расчета индукционных насосов заключается в учете совокупного действия краевых эффектов с помощью коэффициентов, порознь учитывающих их влияние и следующих из решения соответствующих отдельных задач. Это позволяет, учитывая основные потери мощности, произвести расчет номинальных режимов для большого числа вариантов. Подобный подход уже применялся в [14]. Перечислим основные факторы, влияющие на движение жидкого металла в канале плоского индукционного насоса:

- 1) ограниченность канала по ширине (поперечный краевой эффект);
- 2) конечные размеры индуктора в продольном направлении (продольный краевой эффект);
- 3) учет конечной толщины слоя жидкого металла (глубинный эффект);
- 4) неоднородные распределения скорости в поперечном сечении по глубине и ширине.

Ниже приведены обобщенные энергетические выражения, приближенно учитывающие совместное влияние указанных факторов:

$$P_{эл} = \frac{1}{2} \sigma v_{ср}^2 B_m^2 W \left\{ - \frac{s}{1-s} k_{ос} k_{осп} k_{пш} k_l + c_0 - c_{п} - c_{н} - c_l \right\};$$

$$P_{эм} = \frac{1}{2} \sigma v_{ср}^2 B_m^2 W \left\{ \frac{s}{(1-s)^2} k_{ос} k_{осп} k_{пш} k'_l + c'_l \right\}.$$

Здесь  $P_{эл}$  — электромеханическая мощность, равная

$$P_{эл} = (\Delta p - \Delta p_{тр}) Q,$$

где  $\Delta p$  — перепад давления на насосе;  $\Delta p_{тр}$  — перепад давления, обусловленный потерями на трение;  $Q$  — расход через насос;  $P_{эм}$  — электромагнитная мощность  $P_{эм} = P_c - P_m - P_{об+ст}$  ( $P_c$  — полная мощность, забираемая из сети,  $P_m$ ,  $P_{об+ст}$  — потери в меди, стали и оболочке канала);  $\sigma$  — проводимость жидкого металла,  $v_{ср}$  — среднерасходная скорость;  $W$  — объем канала;  $B_m$  — амплитуда результирующей индукции;  $s$  — скольжение;  $k_{ос}$  — коэффициент ослабления поперечного краевого эффекта, который находится из аналитического решения электродинамической задачи, когда поток проводящей жидкости в канале отождествляется с движением твердой проводящей полосы с одинаковой во всех точках скоростью (коэффициент ослабления по Вольдеку [9]);  $k_{осп}$  позволяет приближенно учесть влияние перегородок на коэффициент ослабления [10]; параметр  $k_{пш}$  отражает влияние гидродинамики течения по ширине плоского насоса с учетом турбулентной вязкости и прилипания потока на малых боковых гранях; коэффициент  $c_{н}$  — квазиконстанта, характеризующая учет неоднородности профиля скорости по ширине плоского канала;

$$k_{пш} = \frac{\bar{k}_{ос}}{k_{ос}}, \quad \bar{k}_{ос} = - \int_0^1 \frac{\bar{h}_a}{Rm_s} dy, \quad c_{н} = \int_0^1 \frac{\bar{h}_a \Delta v}{Rm(1-s)^2} dy;$$

исследование коэффициентов  $k_{\text{пш}}$  и  $c_{\text{н}}$  в зависимости от параметров насоса подробно изложено в работе [11];  $k_l$ ,  $k'_l$  — коэффициенты ослабления электромеханической и электромагнитной мощности вследствие влияния продольного краевого эффекта; коэффициенты  $c_l$  и  $c'_l$  — квазиконстанты, характеризующие сдвиг нулевого значения электромеханической и электромагнитной мощности относительно нулевого скольжения из-за продольного краевого эффекта; для определения коэффициентов  $k_l$ ,  $k'_l$ ,  $c_l$ ,  $c'_l$  использовалась модель, изложенная в [12];  $c_0$  — квазиконстанта, отражающая влияние неоднородного профиля скорости по глубине течения [13].

С использованием всех вышеперечисленных параметров рассчитана  $p(Q)$ -характеристика в режиме, близком к номинальному (ток фазы каждого индуктора — 92 А) (см. рис. 3).

Сравнение показывает удовлетворительное согласие расчета с экспериментом, а при  $s < 0,5$  это согласие можно квалифицировать как хорошее.

Следует отметить, что во всех режимах потери на трение  $\Delta p_{\text{тр}}$  рассчитывались по среднему расходу через насос  $Q$  с использованием экспериментальной проливочной кривой. В области малых средних расходов, при сильной неоднородности профиля скорости, это приводит к заниженному значению  $\Delta p_{\text{тр}}$ . Этим, на наш взгляд, объясняется расхождение теоретической и экспериментальной характеристик рис. 3 при больших скольжениях.

Следует ожидать, что расчет потерь трения по локальному распределению скорости по ширине канала (а не по средней) даст лучшее совпадение во всем диапазоне скольжений.

**Заключение.** Испытания показали, что конструктивные решения, положенные в основу проектирования насоса, себя оправдали, в частности:

1) модульность — гидравлические и электромагнитные процессы в обоих каналах были практически одинаковы;

2) активные конфузоры — течение во всех режимах работы насоса было бескавитационным, в том числе и при минимальном давлении на входе  $0,5 \text{ кгс/см}^2$ ;

3) автономный источник питания обеспечил нормальную работу насоса и выбег длительностью 60 с при имитации аварийного режима расхолаживания;

4) панели охлаждения, наряду с каналами, обеспечили эффективное охлаждение индукторов жидким металлом; стационарная максимальная температура в лобовых частях обмотки (наиболее горячее место) составила в режиме, близком к номинальному,  $518^\circ\text{C}$  при температуре натрия  $390^\circ\text{C}$  (в проекте соответственно  $511$  и  $380^\circ\text{C}$ );

5) насос имел параметры, близкие к проектным, в том числе КПД  $26\%$ , что говорит о приемлемости разработанной методики расчета.

## СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Kliman G. B. Large electromagnetic pumps. — Elec. Mach. and Electromech., 1979, vol. 3, N 2, p. 129—142.
2. Кириллов И. Р. Электромагнитные насосы для ядерной энергетики. — Магнитная гидродинамика, 1982, № 3, с. 87—97.
3. Андреев А. М., Данилин В. Г., Карасев Б. Г., Кириллов И. Р. К выбору конструктивных схем электромагнитных насосов для АЭС с быстрыми реакторами. — Магнитная гидродинамика, 1981, № 1, с. 101—105.
4. Аснович Э. З., Карелин Е. П., Ринейский А. А., Толмач И. М., Тучинский А. М., Элькин А. И. О создании высокотемпературных индукционных насосов большой подачи. — Магнитная гидродинамика, 1976, № 2, с. 71—78.
5. Дронник Л. М., Толмач И. М., Элькин А. И. Проблемы создания электромагнитных насосов термоядерных реакторов. — В кн.: Инженерные проблемы термоядерных электростанций. М., 1981, с. 11—20.
6. Ушаков Ю. П. и др. Многоканальный индукционный электромагнитный насос. Авт. свид. № 748749. — Открытия. Изобретения. Промышленные образцы. Товарные знаки. 17.07.1980.

7. Аснович Э. Э., Забырина К. И., Колганова В. А., Тареев Б. М. Электроизоляционные материалы высокой нагревостойкости. М.: Энергия, 1979. 239 с.
8. Дронник Л. М., Реуцкий С. Ю., Сипливый Б. Н., Толмач И. М. О первичном продольном эффекте в плоских индукционных насосах с большими расходами. — *Магнитная гидродинамика*, 1983, № 2, с. 91—97.
9. Вольдек А. И. Индукционные МГД-машины с жидкометаллическим рабочим телом. Л.: Энергия, 1970. 272 с.
10. Кириллов И. Р. Индукционная жидкометаллическая МГД-машина с винтовым каналом. — *Магнитная гидродинамика*, 1970, № 2, с. 100—106.
11. Волчек Б. Б., Дронник Л. М., Реуцкий С. Ю., Толмач И. М. О поперечном краевом эффекте в плоских индукционных насосах с большой подачей. — *Магнитная гидродинамика*, 1981, № 4, с. 93—100.
12. Дронник Л. М., Лифиц С. А. О некоторых математических моделях плоской индукционной МГД-машины с боковыми шинами. — *Магнитная гидродинамика*, 1983, № 3, с. 113—117.
13. Янговский Е. И., Толмач И. М. Магнитогидродинамические генераторы. М.: Наука, 1972. 424 с.
14. Баранов Г. А., Глухих В. А., Кириллов И. Р. Расчет и проектирование индукционных МГД-машин с жидкометаллическим рабочим телом. М.: Атомиздат, 1978. 245 с.

*Поступила 9 августа 1984 г.*