

Подвозбудитель синхронной машины

Гандшу В.М.

1. Постановка проблемы

У синхронных машин ротор представляет собой источник постоянного магнитного потока возбуждения, т.е. индуктор. Он снабжен пазами, в которые уложена обмотка, питаемая постоянным током. До настоящего времени в синхронных машинах большой мощности, в первую очередь – в турбо- и гидрогенераторах, питание обмотки возбуждения от специального генератора постоянного тока – возбудителя или от статического полупроводникового преобразователя осуществляется через скользящие контакты (контактные кольца и щетки). Поскольку ток возбуждения может достигать нескольких сотен и даже тысяч ампер, то на каждом из колец может быть установлено до двухсот включенных параллельно щеток. Ввиду несовершенства поверхности колец, наличия эксцентриситета, различий в жесткости пружин щеткодержателей распределение токов между параллельными щетками весьма далеко от равномерного. Более того, нередки случаи, когда значительная часть щеток вообще не проводит токов, в то время как по остальным идет ток в 3-4 раза превышающий среднее расчетное значение. Результатом этой неравномерности является сильное искрение щеток, приводящее к быстрому износу и щеток, и колец, и даже к появлению кругового огня. По исследованиям СИГРЭ эти причины вызывают до 40% всех внеплановых остановов турбогенераторов. Хотя существуют методы настройки токораспределения, это не может кардинально исправить положение, т.к. равномерное распределение токов сохраняется весьма непродолжительное время.

Поскольку каждый час простоя генераторов и двигателей мощностью в десятки и сотни мегаватт приводит к очень большим экономическим потерям, электромашиностроительные фирмы всех развитых стран уже более 40 лет разрабатывают меры по исключению щеточно-контактного аппарата. Наиболее распространенным решением является использование бесщеточной системы возбуждения с обращенным генератором и вращающимся выпрямителем [1]. Структура такой системы представлена на рис. 1.

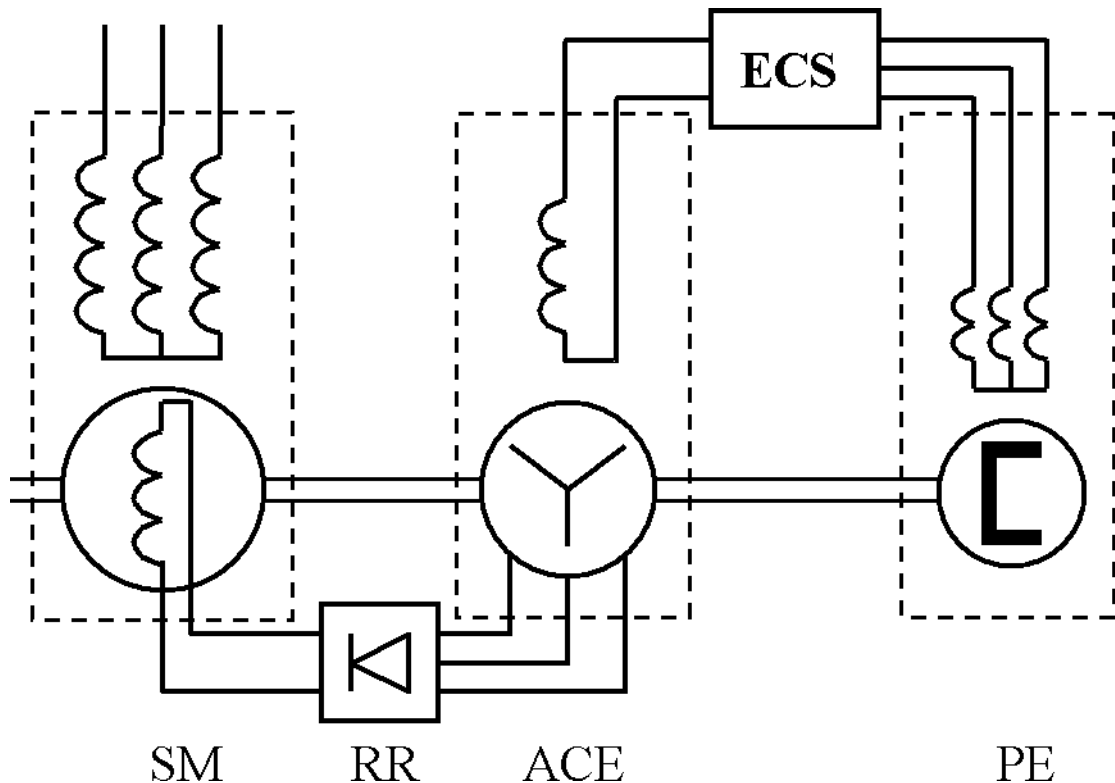


Рис. 1. Бесщеточная система возбуждения с магнитоэлектрическим подвозбудителем.

Brushless excitation system with permanent magnet pilot exciter.

SM – синхронная машина (двигатель или генератор);

RR – вращающийся диодный выпрямитель;

ACE – возбудитель (обращенный генератор переменного тока);

PE – подвозбудитель с постоянными магнитами;

ECS – система управления возбуждением возбудителя.

На этом рисунке видно, что на одном валу с синхронной машиной SM сидит якорь обращенного синхронного генератора ACE, играющего роль возбудителя переменного тока. Напряжение с его якорной обмотки подается на вращающийся полупроводниковый выпрямитель RR, диоды которого установлены в специальном цилиндре (ступице), также сидящем на валу. Индуктор генератора ACE неподвижен. Регулирование тока этого индуктора осуществляется посредством управляемого преобразователя ECS в зависимости от требуемого режима основной машины SM.

Далее возникает проблема организации питания преобразователя ECS. В большинстве случаев оно осуществляется от той сети, к которой подключена машина SM. Это создает ряд неудобств. Прежде всего, в случае какой-либо аварии в основной сети машина остается без возбуждения, вследствие чего еще более усугубляет аварию. В случае же автономного генератора, предназначенного, например, для работы в ненаселенной местности, такая сеть вообще отсутствует. Выходом из этого положения является применение

магнитоэлектрического подвозбудителя, т.е. синхронного генератора, индуктор которого выполнен на базе постоянных магнитов (далее – РЕ).

На том же рис. 1 показано, что к агрегату SM-ACE пристраивается еще и подвозбудитель РЕ: его ротор с постоянными магнитами устанавливается на общем валу SM-RR-ACE, а статор крепится к щиту машины. При вращении ротора в якорной обмотке РЕ индуцируется напряжение, которое подается на вход ECS. Поскольку в преобразователе это напряжение выпрямляется, то частота этого напряжения (ω , следовательно, и число полюсов РЕ) может быть произвольной. На практике этот выбор осуществляется с учетом одного из двух соображений: минимальные размеры РЕ и удобство работы. В случае мощной машины размеры РЕ в радиальном направлении практически не ограничены, т.к. размеры корпуса, в котором он располагается, определяются значительно более мощным возбудителем. Осевой габарит РЕ даже для самых мощных машин составляет всего порядка 100 мм, что при длине агрегата более 3 м тоже является величиной незначительной. Следовательно, в данном случае проблема снижения размеров РЕ не является актуальной. Более важен выбор частоты из соображений удобства монтажа и наладки. В этом плане наиболее целесообразно выбрать эту частоту равной промышленной частоте, т.е. 50/60 Гц. При этом даже в условиях монтажа и наладки при отсутствии промышленных сетей при вращении агрегата до включения SM в распоряжении персонала будет источник промышленной частоты. Можно даже использовать его для питания приемников собственных нужд агрегата. Именно такое решение было принято при разработке унифицированного магнитоэлектрического подвозбудителя РЕ 460-50-2 к турбогенераторам мощностью 4÷63 МВт, особенности расчета которого будут описаны ниже.

Основные технические данные РЕ 460-50-2 имеют значения, приведенные в табл. 1 (по заданию):

Таблица 1.

Наименование	Номинальный режим	Форсировка
Частота вращения, мин ⁻¹	3000	
Частота выходного напряжения, Гц	50	
Линейная эдс холостого хода, В	≤450**	
Относительное индуктивное сопротивление коммутации, о.е.	≤0.2	
Линейное напряжение, В	≥380	≥270
Ток, А	6.0	16.0
Полная мощность, кВА	4.0	7.5
Режим работы	длительный	кратковременный

** Ограничение эдс холостого хода введено, чтобы исключить повреждение полупроводниковых элементов преобразователя ECS.

С точки зрения наилучшей компоновки была принята конструкция с внутренним статором, вокруг которого вращается ротор – стальной цилиндр, выполняющий функцию ярма, на внутренней поверхности которого располагаются магниты (в этом случае центробежная сила прижимает магниты к ярму, а не отрывает их). По расчету были определены основные размеры – внутренний диаметр ротора по рабочей поверхности магнитов – 296 мм, длина пакета сердечника статора – 50 мм. Значения частоты вращения и частоты выходного напряжения диктуют, чтобы машина была двухполюсной. Если в этих условиях применить, как это обычно делается, петлевую обмотку, то односторонние вылеты составят примерно 40% диаметра, т.е. около 120 мм. Иными словами, машина при длине пакета 50 мм будет с обеих сторон иметь вылеты по 120 мм (сама длина каждой лобовой дуги при этом будет составлять 540 мм), что нельзя признать приемлемым. В данном случае целесообразно применить тороидальную обмотку (обмотку Грамма), наматываемую вокруг спинки статора. Изобретенная 150 лет назад, она впоследствии не применялась, т.к., в отличие от нормальной барабанной обмотки, у нее не используется вторая сторона витка. Однако в случае очень плоских машин соотношение между обмотками меняется. В данном случае применение обмотки Грамма позволило сократить вылет до 15 мм, а длину одной дуги – до 190 мм, что весьма существенно не только (да и не столько) для активного сопротивления статора, сколько для снижения величины индуктивного сопротивления, которое в

значительной степени определяет работу преобразователя ECS. Конструктивная схема единого блока возбудителя и подвозбудителя представлена на рис. 2.

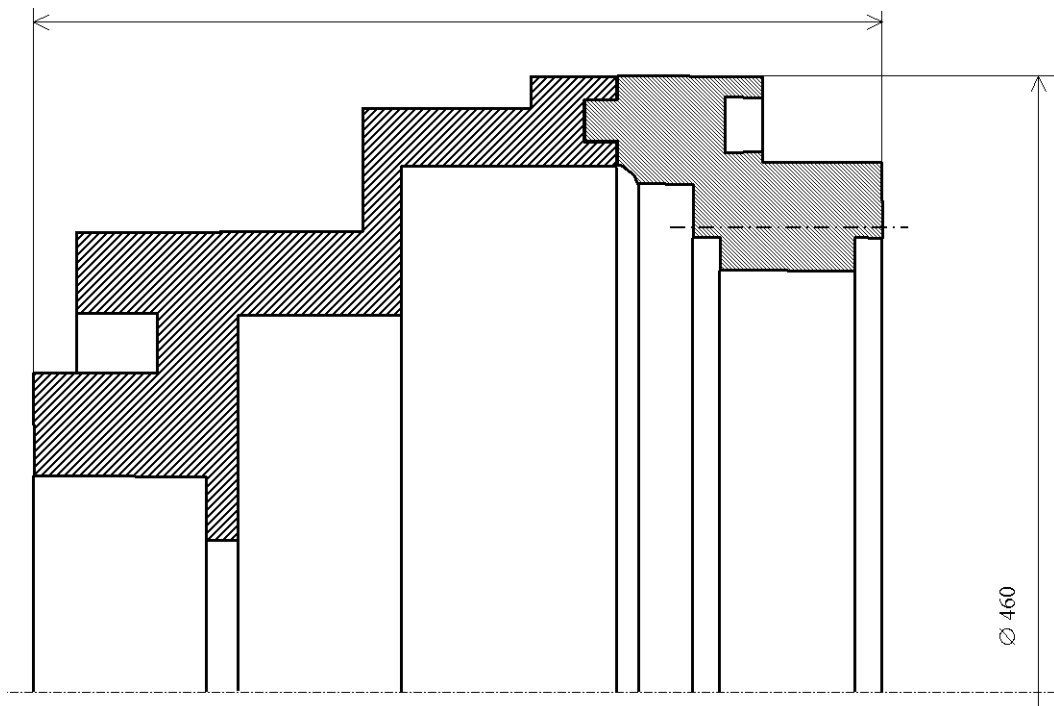


Рис 2. Конструктивная схема единого блока возбудителя и подвозбудителя. Штрих-пунктирными линиями показаны оси вентиляционных отверстий в сердечнике и ступице возбудителя и в ярме РЕ.

1. Конец вала турбогенератора
2. Ступица якоря возбудителя
3. Якорь возбудителя (обращенного трехфазного синхронного генератора)
4. Полюсы системы возбуждения возбудителя
5. Ступица РЕ
6. Магниты
7. Якорь РЕ с трехфазной тороидальной обмоткой Грамма
8. Диоды вращающегося выпрямителя

Двухполюсность машины породила потребность в дуговом постоянном магните. Непосредственное изготовление такой магнитной дуги привело бы к серьезным технологическим трудностям у изготовителя магнитов и в части создания сложных пресс-форм, и в части установки для намагничивания. Поэтому было принято решение сформировать каждую полюсную дугу из 19 призм, имеющих простейшую форму прямоугольного параллелепипеда. Расчет показал необходимость в толщине призм 20 мм (значительная реакция якоря в режиме форсировки), но при такой толщине очень сложно намагнитить высококоэрцитивные магниты, поэтому и по высоте призма были разделены. В результате каждый полюс был составлен из 21 блока, каждый из которых, в свою очередь, был составлен по высоте из двух лежащих друг на друге и

намагниченных согласно призм Nd-Fe-B с размерами 50x20x10 (соответственно: по оси, в тангенциальном направлении и по высоте). Магниты образуют полюс с коэффициентом полюсной дуги примерно 0.85, пространство между полюсами заполняют немагнитные (алюминиевые) вкладыши, которые одновременно обеспечивают нужное позиционирование магнитов, исключая смещение в тангенциальном направлении, и служат совместно с торцевыми алюминиевыми кольцами своеобразной демпферной клеткой, снижающей сверхпереходную индуктивность обмотки статора.

Дополнительным требованием, которое усложнило разработку машины, была необходимость создания в стальном ярме ротора РЕ осевых каналов для прохода охлаждающего воздуха к диодам выпрямителя, а затем далее – к сердечнику возбuditеля. Эти каналы в виде 48 отверстий $\varnothing 15$ мм на 60% уменьшают сечение, по которому магнитный поток проходит от магнитов в ярмо. Как и во всякой двухполюсной машине, ярмо и без этого было достаточно насыщено, а при наличии каналов насыщение повысилось еще больше. Необходимо отметить, что ротор РЕ крепится консольно на ступице возбuditеля, вследствие чего увеличение размеров ярма крайне нежелательно из соображений механической прочности в условиях воздействия центробежных сил (здесь создается перегрузка порядка 2500g).

Основные трудности при разработке РЕ представляли электромагнитный расчет и расчет механических напряжений, порожденных центробежными силами. Сложный характер растекания магнитного потока в разрабатываемом РЕ, обусловленный очертаниями активных частей и специфической обмоткой, и невозможность использования традиционных методов механического расчета, разработанных только применительно к элементарным кольцам, вынудил использовать при расчете метод конечных элементов, реализованный в комплексе программ ELCUT [2].

2. Электромагнитный расчет

Необходимо отметить, что программа ELCUT решает плоскопараллельную двумерную задачу, т.е. в наших условиях не учитываются торцевое рассеяние и растекание магнитного потока по телу ступицы возбuditеля, к торцу которой прикреплено ярмо РЕ. Эти явления были учтены эмпирическими коэффициентами, которые были определены при предшествовавшем макетировании.

Описание данной магнито-статической задачи для решения её с помощью пакета ELCUT приведены в прилагаемых файлах. Специфической проблемой, которая возникла при разработке РЕ, было определение по картине поля его параметров, как синхронного генератора, необходимых для расчета переходных и установившихся процессов всего агрегата в различных рабочих и аварийных режимах. Прежде всего – это расчет синхронных и сверхпереходных индуктивных сопротивлений. Для их определения был использован Мастер индуктивности, заложенный в ELCUT, для чего было проведено несколько расчетов поля при различных источниках поля. Поскольку требовалось найти как полные индуктивности, так и индуктивности рассеяния, то использовался первый метод определения этих величин, предлагаемый Мастером, – по величинам потокосцеплений с приближенным учетом торцевого рассеяния.

Далее будет показано, что в данном случае необходимо будет просчитать задачу для четырех различных случаев. Поэтому файлы с общим именем *Pilex* имеют четыре модификации:

1. **xx** – холостой ход,
2. **cm** – режим форсировки,
3. **ar** – поле токов якоря при отсутствии поля магнитов,
4. **dm** – поле токов демпфера при отсутствии поля магнитов и якоря.

Физические параметры специфические для данной задачи помещены в файл *Pil_extr.dms*, а общие свойства материалов – в файле-библиотеке физических параметров *Datalib.dms*, в котором собраны магнитные свойства практически всех наиболее широко употребляемых электротехнических материалов. Особенностью файла *Pil_extr.dms* является наличие меток-дублеров, когда блоки, имеющие

одинаковые характеристики, получают разные имена. Например, немагнитная изотропная среда с единичной проницаемостью, помимо того, что в общей библиотеке *Datalib.dms* имеет метку *Air*, в библиотеке данной задачи *Pil_extr.dms* имеет еще метки *Air1*, *Dmp*, *Cur_in0* и *Cur_out0*, а среда, соответствующая магнитам имеет метки *NFB1115* и *NdFeB*. Во-первых, это вызвано тем, что ELCUT при печати не воспроизводит границ между соседними блоками, если они одинаково помечены, а это часто желательно для большей наглядности картины поля. Во-вторых, это будет очень полезно для задания контуров при использовании Мастера индуктивности (см. ниже). По этой же причине магниты заданы двумя метками: сам объем с относительной проницаемостью 1.115 и граница с линейной плотностью тока 750 кА/м (это соответствует гарантированным параметрам примененных магнитов из сплава Nd-Fe-B: остаточной индукции 1.05 Тл и коэрцитивной силе 750 кА/м). При необходимости исключить поле магнита просто снимается метка с границы.

Симметрия позволила ограничить анализируемую область одной четвертью поперечного сечения машины. Как уже отмечалось, решение задачи проводилось в 4 этапа:

1. Картина поля при работе РЕ в режиме форсировки при чисто продольной реакции якоря (*Pilex_cm.pbm*).

Для расчета выбран момент, когда в одной фазе ток отсутствует, а в двух других текут противоположно направленные токи с амплитудами, равными 0.866 от максимального значения при форсировке, т.е. $16 \cdot 0.866 \cdot 1.414 = 20$ А. Этот ток течет по каждому из 16 проводников секции, а всего в полуфазе секций – 9. Таким образом на рабочей поверхности в 144 проводниках, размещенных в 9 наружных пазах, протекает ток $20 \cdot 144 = 2880$ А (метка *Current_out*). Такой же ток, но с противоположным знаком, протекает в общем для всех 9 секций внутреннем пазу (метка *Current_inner*). Отметим, что при задании меток в обоих случаях задавались ампер-витки, что гораздо более удобно, чем рассчитывать среднюю плотность тока в пазу. При этом различные блоки с меткой *Current_out* рассматриваются как один проводник, т.е. суммарный ток 2880 А определяется как сумма токов всех 9 наружных пазов. Блоку, соответствующему межполюсному вкладышу, присваивается метка *Dmp*. Результаты расчета на данном этапе приведены на рис. 3 (распределение поля в активной зоне РЕ) и рис. 4 (распределение нормальной составляющей магнитной индукции в зазоре).

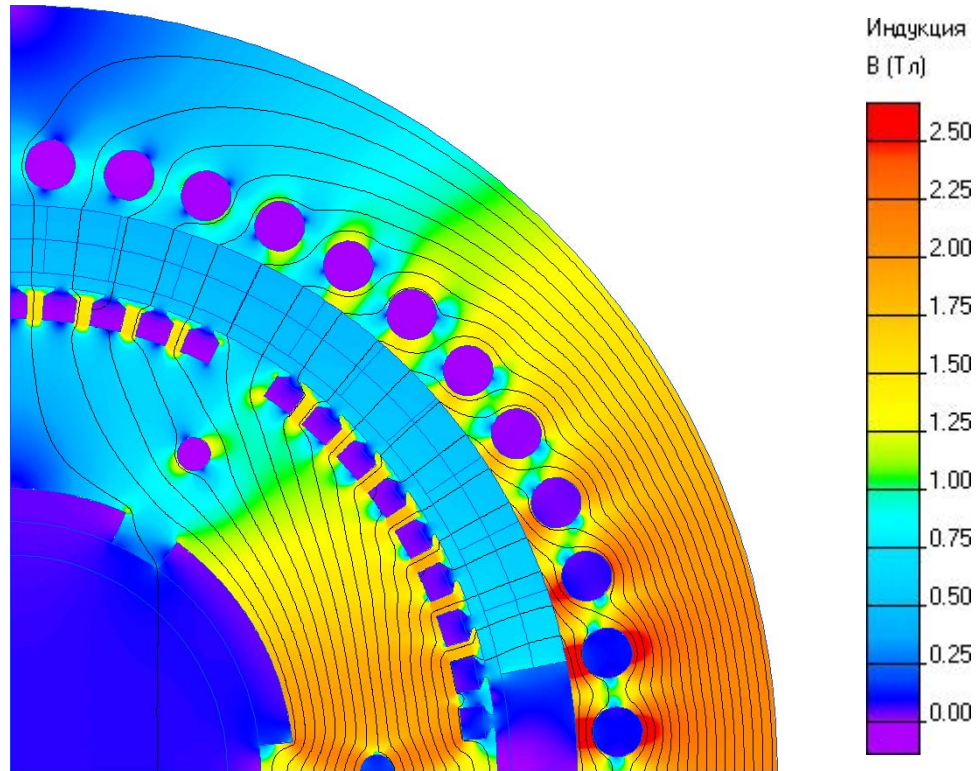


Рис 3. Распределение поля в активной зоне РЕ. Цифрами обозначены:

1. Ядро ротора.
2. Вентиляционные отверстия.
3. Магниты.
4. Дистанционный немагнитный (алюминиевый) вкладыш.
5. Сердечник статора.
6. Крепежные отверстия для стяжных изолированных болтов.
7. Наружные пазы.
8. Внутренние пазы.
9. Немагнитная (алюминиевая) центрирующая втулка.

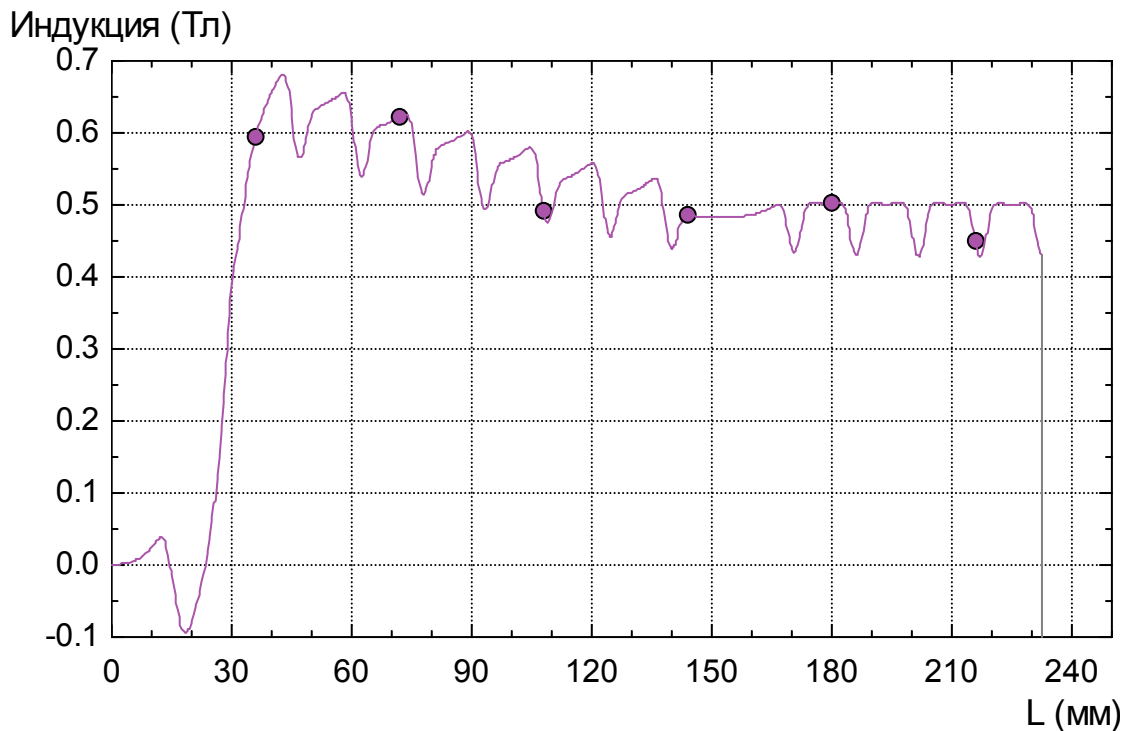


Рис 4. Распределение нормальной составляющей магнитной индукции в зазоре. Направление оси абсцисс – от нейтрали к оси полюса

По результатам расчета определяется результирующее потокоцепление обмотки якоря при максимальной нагрузке на один виток и на 1 м осевой длины сердечника (далее везде потокоцепления определяются на 1 виток и на 1 м осевой длины) $\Psi_{an}=0.0730$ Вб. По этой величине может быть определена линейная эдс обмотки якоря при максимальной нагрузке (форсировке):

$$E_{an}=4.44 \cdot f \cdot 1.73 \cdot \Psi_{an} \cdot L \cdot W = 222 \cdot 1.73 \cdot 0.0730 \cdot 0.05 \cdot 288 = 403 \text{ В},$$

здесь: L – осевая длина РЕ (0.05 м);

W – полное число витков в фазе;

f – частота сети (50 Гц).

2. Работа РЕ на холостом ходу (*Pilex_xx.pbm*). От предыдущего случая данный расчет отличается тем, что внутреннему и внешним пазам присваиваются метки соответственно *Current_in0* и *Current_out0*, т.е. ток якоря равен нулю. При этом потокоцепление обмотки якоря на холостом ходу оказалось равным $\Psi_{a0}=0.0814$ Вб. По этой величине может быть определена линейная эдс обмотки якоря на холостом ходу:

$$E_{a0}=4.44 \cdot f \cdot 1.73 \cdot \Psi_{a0} \cdot L \cdot W = 222 \cdot 1.73 \cdot 0.0814 \cdot 0.05 \cdot 288 = 450 \text{ В},$$

3. Поле обмотки якоря (*Pilex_ar.pbm*). Пазам сердечника вновь присваиваются метки *Current_inner* и *Current_out*, а магниты "отключаются", т.е. с их границы снимается метка с линейным током. По результатам расчета определяются потокоцепления с обмоткой якоря $\Psi_{aa}=0.0263$ Вб и с демпфером $\Psi_{da}=0.0259$ Вб. В последнем случае необходимо воспользоваться способностью Мастера индуктивности определять потокоцепления симметричных контуров, заданных только одной стороной. При этом необходимо иметь в виду, что таким образом можно определять потокоцепления только тех контуров, ось симметрии которых расположена вертикально. По полученным потокоцеплениям определяются индуктивные сопротивления обмотки якоря:

- взаимной индукции $X_{ad}=\pi \cdot f \cdot \Psi_{da} \cdot W^2 \cdot L / I_{\Sigma a} = \pi \cdot 50 \cdot 0.0259 \cdot 288^2 \cdot 0.05 / 2880 = 5.87$ Ом, здесь $I_{\Sigma a}$ – суммарный ток якоря, 2880 А;

- рассеяния без учета торцов $X_{a\sigma i}=\pi \cdot f \cdot (\Psi_{aa}-\Psi_{da}) \cdot W^2 \cdot L / I_{\Sigma a} = \pi \cdot 50 \cdot (0.0263-0.0259) \cdot 288^2 \cdot 0.05 / 2880 = 0.09$ Ом

4. Поле демпферного контура (*Pilex_dm.pbm*). "Отключаются" магниты, обнуляется ток в обмотке якоря. Блоку, соответствующему межполюсному вкладышу, присваивается метка *Dmp_i*, т.е. искусственно подается ток 3000 А. В этих условиях определяются потокоцепления демпфера $\Psi_{dd}=0.0373$ Вб и обмотки якоря $\Psi_{ad}=0.0270$ Вб. Индуктивное сопротивление рассеяния демпферной обмотки, приведенное к числу витков обмотки статора, без учета торцов:

$$X_{d\sigma i}=X_{ad} \cdot (\Psi_{dd} - \Psi_{ad}) / \Psi_{ad} = 5.87 \cdot (0.0373 - 0.0270) / 0.0270 = 2.24 \text{ Ом}$$

Учет влияния торцевых потоков рассеяния для якоря производился с привлечением формул традиционного расчета для проводимостей рассеяния [3]. Определялись проводимости пазового, дифференциального и лобового рассеяния (соответственно λ_s , λ_d и λ_e), а затем значение $X_{ас1}$, учитывающее только две первые проводимости, увеличивалось на относительную величину лобового рассеяния (в данном случае – на 20%):

$$X_{ас} = X_{ас1} \cdot (\lambda_s + \lambda_d + \lambda_e) / (\lambda_s + \lambda_d) = 0.09 \cdot 1.2 = 0.11 \text{ Ом.}$$

Для демпфера сопротивление увеличивалось пропорционально длине дуг торцевых колец, соединяющих межполюсные вкладыши. При этом еще вводился коэффициент меньше единицы, учитывающий отсутствие ферромагнитного ярма с одной из сторон каждого кольца. В данном случае этот коэффициент был принят равным 0.5:

$$X_{d\sigma} = X_{d\sigma1} \cdot (0.5\pi \cdot D / 2L + 1) = 2.24 (0.5\pi \cdot 0.33 / 2 / 0.05 + 1) = 11.60 \text{ Ом,}$$

здесь D – средний диаметр торцевых колец (0.33 м).

В заключение определяются все интересующие величины сопротивлений:

- синхронные по продольной и поперечной осям

$$X_d = X_q = X_{ас} + X_{ад} = 0.11 + 5.87 = 5.98 \text{ Ом;}$$

- сверхпереходное по продольной оси

$$X_d'' = X_{ас} + X_{ад} \cdot X_{d\sigma} / (X_{ад} + X_{d\sigma}) = 0.11 + 5.87 \cdot 11.60 / (5.87 + 11.60) = 4.24 \text{ Ом;}$$

- сверхпереходное по поперечной оси (ввиду отсутствия демпферных контуров по поперечной оси оно равно синхронному сопротивлению)

$$X_q'' = X_q = 5.98 \text{ Ом;}$$

- сопротивление обратной последовательности

$$X_2 = (X_d'' + X_q'') / 2 = (4.24 + 5.98) / 2 = 5.11 \text{ Ом;}$$

- сопротивление контура коммутации

$$X_k = (X_d'' + X_2) / 2 = (4.24 + 5.11) / 2 = 4.68 \text{ Ом;}$$

- базовое сопротивление машины

$$X_b = U_b / 1.73 \cdot I_b = 380 / 1.73 / 6 = 36.7 \text{ Ом,}$$

здесь U_b и I_b – номинальные линейное напряжение и ток машины);

- относительное сопротивление контура коммутации

$$x_k = X_k/X_b = 4.68/36.7 = 0.13;$$

- выходное линейное напряжение при максимальной нагрузке

$$U_n = E_{an} - 1.73 \cdot I_n X_k = 403 - 1.73 \cdot 16 \cdot 4.68 = 273 \text{ В.}$$

В заключение данного раздела представляет интерес сопоставить эти расчетные данные с экспериментальными (см табл. 2). Анализ данных таблицы показывает, что погрешность полученных результатов весьма сильно колеблется от 3% до 24%. Это объясняется тремя причинами:

- использование в расчете минимально гарантированных значений параметров магнитов (в действительности эти значения могут превышать гарантированные более чем на 25%);
- отсутствие точного учета влияния торцевых потоков рассеяния, которые для демпфера, например, в несколько раз превышают потоки рассеяния в поперечной плоскости;
- отсутствие учета демпфирующего действия токов, наводимых в теле магнитов и в защитном алюминиевом бандаже толщиной 2 мм, который установлен на внутренней поверхности ротора.

Тем не менее, основные электрические параметры (напряжения, индуктивное сопротивление коммутации) определены с точностью, которая вполне удовлетворяет практическим требованиям.

Таблица 2.

Параметр	Обозначение	Опыт	Расчет	Погрешность
Сверхпереходное индуктивное сопротивление по продольной оси, Ом	X_d''		4.24	6%
То же по поперечной оси, Ом	X_q''		5.98	24%
Индуктивное сопротивление обратной последовательности, Ом	X_2		5.11	18%
Индуктивное сопротивление контура коммутации, Ом	X_k		4.68	13%
Эдс холостого хода, В	E_{a0}		450	7%
Напряжение при токе нагрузки 16 А, В	U_n		270	7%

3. Механический расчет

Механическому расчету подвергались состыкованные вместе ступица возбудителя АСЕ и ярмо РЕ (см. поз. 2 и 5 на рис. 2). В отличие от предыдущего расчета, который проводился как плоскопараллельная задача, эта задача является осе симметричной. Все данные по механическому расчету содержатся в файлах *Stup4000.pbm* (общее описание модели), *Stup4000.mod* (геометрия объекта) и *Stup4000.dsa* (физические свойства блоков и ребер). Данный узел вращается, как уже отмечалось в табл. 1, с частотой вращения 3000 об/мин. В соответствии с действующим стандартом на электрические машины испытания на прочность такого узла должны проводиться при частоте вращения n_m на 20% превышающей номинальную, т.е. $n_m=3600$ об/мин. Именно при этой величине будет проведен данный расчет.

Главная проблема механического расчета это определение нагрузок и условий закрепления. Последовательно определим все условия на поверхностях рассчитываемых деталей, по которым происходит их сопряжение с соседними узлами.

Как видно из приведенного рисунка, объединенный узел АСЕ-РЕ консольно сидит на конце вала турбогенератора (поз. 1). Закрепление ступицы от проворота осуществляется с помощью шпонок, а от осевого сдвига – специальными болтами (на рисунке не показаны). Таким образом, на поверхности сопряжения вала и ступицы отсутствуют какие-либо внешние нагрузки, и одновременно отсутствует возможность осевых перемещений, что и вводится в определение метки соответствующей поверхности (в данной задаче она названа *Shaft*). Исключена возможность смещения вдоль оси вращения и для поверхностей, примыкающих к торцу вала, поэтому они также снабжены меткой *Shaft*. На наружной поверхности ступицы, также с помощью шпонки, закреплен якорь АСЕ – (поз. 3). Поскольку шпоночное соединение выполняется с гарантированным зазором, то и на этой поверхности отсутствуют внешние нагрузки.

На внутренней поверхности ступицы выпрямителя (метка *Diod*) с диаметром $D_R=0.40$ м и осевой длиной $L_R=0.08$ м установлены все элементы

вращающегося выпрямителя RR (поз. 8). Масса их составляет $M_R=20$ кг, диаметр инерции – $D_{Ri}=0.36$ м. В соответствии с этими данными может быть рассчитана центробежная сила F_R , действующая изнутри на ступицу в месте расположения выпрямителя [4], площадь поверхности сопряжения S_R и результирующее внешнее давление σ_R :

$$\begin{aligned} F_R &= 56 M_R D_{Ri} (n_m/100)^2 = 56 \cdot 20 \cdot 0.36 \cdot (3600/100)^2 = 525000 \text{ Н}, \\ S_R &= \pi D_R L_R = \pi \cdot 0.40 \cdot 0.08 = 0.101 \text{ м}^2, \\ \sigma_R &= F_R/S_R = 525000/0.101 = 5.2 \cdot 10^6 \text{ Па}. \end{aligned}$$

Аналогичные расчеты необходимо провести для поверхности (метка Magnet), на которой установлены магниты (поз. 6). Исходные данные:

$$\begin{aligned} \text{диаметр поверхности } D_M &= 0.34 \text{ м}; \\ \text{диаметр инерции } D_{Mi} &= 0.32 \text{ м}; \\ \text{осевая длина } L_M &= 0.05 \text{ м}; \\ \text{масса магнитов, включая кольца и вкладыши } M_M &= 8.3 \text{ кг}. \end{aligned}$$

По этим данным рассчитывается давление на внутренней поверхности ярма PE (поз. 5):

$$\begin{aligned} F_M &= 56 M_M D_{Mi} (n_m/100)^2 = 56 \cdot 8.3 \cdot 0.32 \cdot (3600/100)^2 = 194000 \text{ Н}, \\ S_M &= \pi D_M L_M = \pi \cdot 0.34 \cdot 0.05 = 0.054 \text{ м}^2, \\ \sigma_M &= F_M/S_M = 194000/0.054 = 3.6 \cdot 10^6 \text{ Па}. \end{aligned}$$

Прочие поверхности не нуждаются в определении. Теперь надо определить блоки. Обе детали выполнены из одной и той же стали, но есть смысл дать им разные метки, чтобы на итоговой картине поля была прорисована граница между ними (метки *St45* и *St45_1*). В качестве модуля Юнга и коэффициента Пуассона вводятся общеизвестные каталожные данные. Интерес представляет только определение объемных сил, которые различны для каждого элементарного объема. Для осесимметричных задач программа позволяет вводить их как линейную функцию радиуса и осевой координаты. Вдоль оси вращения силы не меняются, а по радиусу зависимость силы от координаты имеет место. На вращающийся элементарный объем dV действует центробежная сила dF , связанные соотношением

$$dF = \rho \cdot n_m^2 \cdot R \cdot dV / 91,$$

где ρ – плотность материала (кг/м^3);
 R – радиус центра элементарного объема dV (м).

Таким образом, необходимый для ввода коэффициент пропорциональности между силой и радиусом для стали имеет значение

$$\rho \cdot n_m^2 / 91 = 7850 \cdot 3600^2 / 91 = 1.11 \cdot 10^9 \text{ Н/м}^4$$

Результаты расчета этой модели приведены на рис. 5 (на картине поля представлено распределение критерия Мизеса).

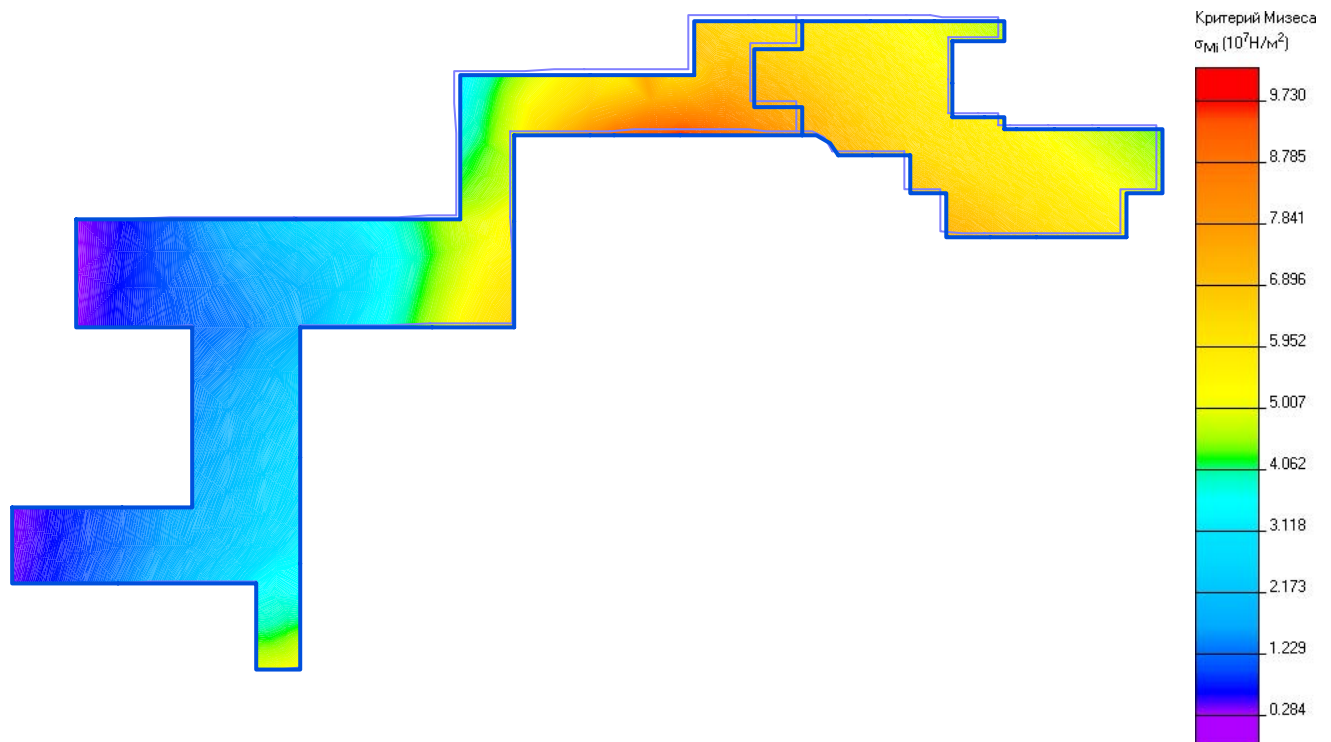


Рис. 5. Распределение критерия Мизеса.

На этом рисунке видно, что даже в самой нагруженной зоне напряжения не превышают $0.97 \cdot 10^8$ Па, т.е., сопоставляя с пределом текучести $3.3 \cdot 10^8$ Па для стали марки 45, из которой выполнены ступица и ярмо, получаем запас прочности более трех, что согласно заводской практике вполне достаточно для надежной работы возбуждителя. Однако необходимо учесть, что в данной модели не учтены ослабления, которые вносятся 48 вентиляционными отверстиями (см. раздел 1 настоящей работы), как в ступице, так и в ярме (штрих-пунктирные линии на рис. 2). В осесимметричной задаче напрямую в модель их внести невозможно, поэтому были сделаны попытки обойти это ограничение двумя способами.

По первому методу зона вентиляционных отверстий (кольцо с радиальной высотой равной диаметру отверстий 15 мм и реальной осевой длиной вводилась как самостоятельный блок с плотностью равной отношению реальной массы этой зоны к её полному объему без учета отверстий (это уменьшило центробежные силы, действующие на вышележащие участки) и модулем Юнга, определенным в результате решения вспомогательной плоской задачи: определялась податливость стальной пластины с шириной равной шагу отверстий и с отверстием в центре при действии на нее растягивающих усилий. При этом усилия вдоль края пластины распределялись таким образом, чтобы этот деформированный край пластины оставался прямолинейным. Таким образом, условные плотность ρ_e и модуль Юнга её определялись по соотношениям:

$$\rho_e = \rho \cdot (1 - k \cdot d / 4D_c),$$

$$E_e = F \cdot k \cdot d / (\pi D_c L \cdot \delta),$$

где k – число отверстий;

d – диаметр отверстий;

D_c – диаметр центров отверстий

F – суммарная сила на нижнем крае пластины;

L – длина пластины вглубь (как обычно в плоских задачах, 1 м);

δ – перемещение нагруженного края пластины.

В итоге были получены следующие результаты:

$$\rho_e = \rho \cdot 0.53 = 7850 \cdot 0.53 = 4150 \text{ кг/м}^3;$$

$$E_e = E \cdot 0.45 = 2 \cdot 10^{11} \cdot 0.45 = 9 \cdot 10^{10} \text{ Па.}$$

Интересно отметить, что отношения условных параметров к реальным оказались практически равными. Это дает основания применить второй метод учета отверстий, который состоял в том, что физические свойства участка с отверстиями оставались без изменения, а аксиальная длина этого участка уменьшалась в том же соотношении, что и плотность по первому методу (0.53). Сравнительные результаты расчета вариантов помещены в табл. 3. Здесь же приведены результаты расчета ступицы по среднему сечению места установки выпрямителя, выполненные по методу [4]. Отметим только, что согласно этому методу кольцо условно отделяется от соседних участков и рассчитывается без их

влияния. Из этой таблицы следует, что, несмотря на то, что отверстия уменьшают сечения соответствующих участков примерно на 60%, в данном случае их влияние на конечные результаты весьма невелико и им можно пренебречь. Именно поэтому соответствующие модели учета отверстий здесь не приводятся.

Таблица 3

Метод расчета	Критерий Мизеса, Па	Перемещение, мм
ELCUT, без учета отверстий.	$0.97 \cdot 10^8$	0.105
ELCUT, учет путем изменения физических свойств.	$1.06 \cdot 10^8$	0.111
ELCUT, учет путем изменения аксиальной длины.	$1.04 \cdot 10^8$	0.105
Расчет в зоне выпрямителя по [4] без учета отверстий.	$1.24 \cdot 10^8$	0.126

Что касается расчетов по методу [4], то отсутствие учета влияния соседних участков привело к существенному завышению (примерно на 25%) как напряжений, так и перемещений, что, однако, не изменило основной вывод о достаточном запасе прочности рассматриваемых деталей.

Литература

1. Глебов И.А. Научные основы проектирования систем возбуждения мощных синхронных машин. Ленинград, "Наука", 1988.
2. ELCUT. Моделирование двумерных полей методом конечных элементов. Версия 4.2Т. ПК "ТОР", Санкт-Петербург, 2000.
3. Проектирование электрических машин. Под ред. Копылова И.П. Москва, "Энергия", 1980.
4. Детинко Ф.М., Загородная Г.А., Фастовская В.М. Прочность и колебания электрических машин. Ленинград, "Энергия", 1969.