

18/v/8

**СООБЩЕНИЯ
ОБЪЕДИНЕННОГО
ИНСТИТУТА
ЯДЕРНЫХ
ИССЛЕДОВАНИЙ
ДУБНА**

9-84-191

**Х.Бёме, К.Дёге, Х.Лёбль, В.И.Миронов,
С.Титтель, В.С.Швецов, Р.Халлер**

ИССЛЕДОВАНИЯ

**ЭЛЕКТРОТЕХНИЧЕСКИХ ПАРАМЕТРОВ КАТУШЕК
МАГНИТНОЙ СИСТЕМЫ АДГЕЗАТОРА КУТИ-20**

1984

Первоочередной задачей технического совершенствования коллективного ускорителя является повышение интенсивности ускоренных тяжелых ионов^{/1/}. Основной путь решения данной проблемы лежит в увеличении частоты повторений импульсов ускорителя^{/2/}. Это приводит к значительным тепловой, электрической и механической нагрузкам на катушки магнитной системы адгезатора и, в частности, на катушки IV ступени сжатия и на выводные соленоиды^{/3/}.

В данной работе рассматриваются катушки IV ступени. Первоначально предполагалось, что параметры импульсов тока в них будут следующими: амплитуда токового импульса $\hat{i} = 5$ кА, длительность токового импульса $\tau_1 = 1$ мс, максимальное напряжение $U_0 = 30$ кВ, цикличность - до 20 Гц^{/4/}. Для реализованного конструктивного исполнения катушек эти значения представляли собой предельные нагрузки, превышение которых недопустимо. Однако в случае применения коллективного ускорителя в качестве инжектора для ускорительного комплекса тяжелых ионов требуются более высокие значения нагрузочных параметров $\hat{i} = 6$ кА, $\tau_1 = 2$ мс^{/5/}. Для выполнения этих требований конструкцию катушки следовало изменить для повышения допустимых нагрузок, в частности, тепловой. Это привело к необходимости заново определить как параметры изоляции /электрической и механической прочности используемых материалов/, так и температурное распределение внутри обмотки катушек. Для определения этих параметров были проведены исследования, результаты которых излагаются ниже.

КОНСТРУКТИВНЫЕ ОСОБЕННОСТИ

Катушки IV ступени сжатия расположены симметрично относительно камеры адгезатора в тонкостенном контейнере из армированной стекловолокном эпоксидной смолы. Обмотка катушек состоит из пяти слоев, каждый из которых имеет по 14 витков многожильного проводника. В отличие от прежнего исполнения^{/3/}, скрученный медный проводник через определенные интервалы обмотан бандажом из стеклоленты /рис.1/. Благодаря этому между витками образуются аксиальные и радиальные зазоры, через которые протекает охлаждающая жидкость /трансформаторное масло/. Определять параметры бандажных перемычек, распределенных по азимуту витка, следует в электрическом и механическом аспектах. Для получения механической прочности обмотка пропитывается в вакууме термостойким лаком / $\theta_{\text{доп.}} = 250^\circ\text{C}$ /, после чего в нагревательной печи подвергается термическому упрочению^{/6/}.

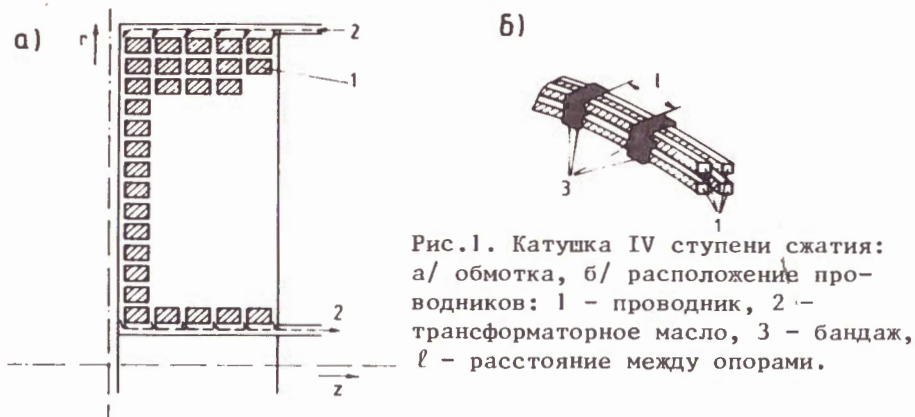


Рис.1. Катушка IV ступени сжатия: а/ обмотка, б/ расположение проводников: 1 - проводник, 2 - трансформаторное масло, 3 - бандаж, l - расстояние между опорами.

РЕЗУЛЬТАТЫ ИЗМЕРЕНИЙ

Электрическая прочность

Для оценки электрической прочности изоляции между витками катушки на модели /рис.2/ этой изоляции при различных формах испытательного напряжения /постоянном, переменном /50 Гц/, аperiodически следующими импульсами длительностью 2 мс/ определялось удельное пробойное напряжение /величина, отнесенная к межэлектродному расстоянию/. Опыты проводились на 15 образцах в режиме повышения напряжения /РПН/ при постоянном и переменном напряжении, а также в режиме стабильного напряжения /РСН/ при импульсном напряжении^{/7/}. Образцы пропитывались в вакууме лаком, согласно описанной в^{/6/} технологии, и подвергались термическому упрочению. Для оценки влияния технологии пропитки были проведены дополнительные опыты при постоянном напряжении с образцами, пропитанными при нормальном / $p = 0,1$ МПа/ давлении. Полученные при измерениях данные обрабатывались по методике, предложенной в^{/9/}.

В связи с относительно небольшим объемом выборок эмпирические функции распределения, полученные как в РПН, так и в РСН, были объединены в одном графике /рис.3/. Для сравнения результатов используем такую важную для выбора параметров конструктивного исполнения изоляций величину, как относительное статистическое выдерживаемое напряжение $(\hat{U}/\hat{u})_{0,2}$. Из кривых 1, 2-1 /рис.3/ видно, что при различной технологии изготовления получаются практически одинаковые значения $(\hat{U}/\hat{u})_{0,2}$, хотя для случая образцов, пропитанных в вакууме, измерения дали более высокие средние удельные пробивные напряжения $(\hat{U}/\hat{u})_{50}$. Очевидно, что, хотя пропитка в вакууме обеспечила изоляцию с более однородной структурой, отдельные дефекты все же присутствовали. Это приве-

ло к большему разбросу измеренных значений, чем в случае нормально пропитанных образцов.

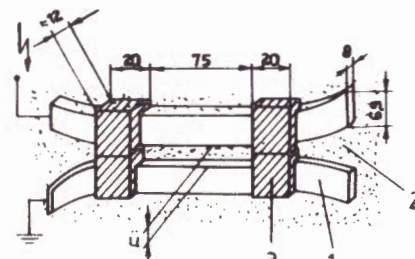
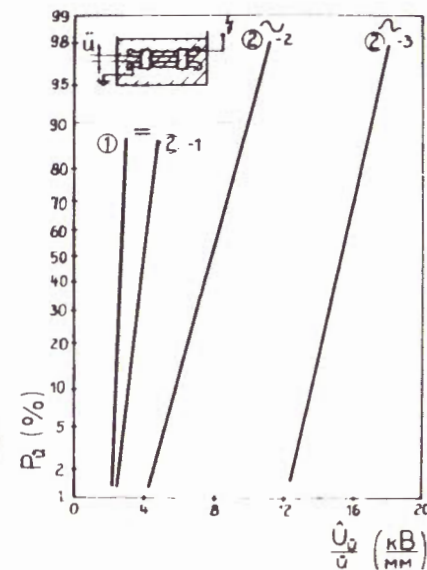


Рис.2. Макет типа "проводник-проводник-изоляция": 1 - проводник, 2 - трансформаторное масло, 3 - бандаж /стеклолента/.

Рис.3. Зависимость вероятности пробоя от относительного напряжения пробоя при различных видах токовых нагрузок: 1/ пропитка без вакуума; 2/ пропитка под вакуумом.



При сравнении результатов, полученных при различных видах напряжения, обнаруживается, что при постоянном напряжении имели место наиболее низкие, а при импульсном напряжении - наиболее высокие значения $(\hat{U}/\hat{u})_{0,2}$. Эта тенденция $(\hat{U}/\hat{u})_{0,2} < (\hat{U}/\hat{u})_{\infty} < (\hat{U}/\hat{u})_{\sim}$ была обнаружена также Гюнтером^{/7/} в исследованиях пробоя и перекрытия при слабо и сильно неоднородных промежутках в трансформаторном масле.

Из этих результатов можно сделать вывод о том, что к прежнему выбору параметров изоляции, осуществлявшемуся на основе испытаний при постоянном напряжении, предъявлялись слишком жесткие требования. При конструировании изоляции необходимо исходить из результатов, полученных при сетевом напряжении 50 Гц, наиболее близком к реальным условиям с повышенной циклической нагрузкой. Согласно кривой ② - 2 /рис.3/, для этого случая получается относительное выдерживаемое напряжение $(\hat{U}/\hat{u})_{0,2} \approx 4,6$ кВ/мм. Следовательно, при расстоянии между витками $\hat{u} = 5$ мм возникающее в режиме эксплуатации межвитковое напряжение не должно превышать допустимого значения $\hat{U}_b = 23$ кВ /без учета дополнительного коэффициента надежности и статистического эффекта увеличения^{/9/} /.

Механическая прочность

Пондеромоторные силы дают механическую нагрузку как на проводник, так и на бандажные перемычки, которые действуют в качестве опорных точек. Это соответствует известному /8/ случаю: "закрепленная на концах балка с равномерно распределенной нагрузкой". В качестве модели был взят бандажированный и прочно закрепленный с обоих концов участок проводника с заданным пролетом $l = 75$ мм, нагруженный статической и динамической равномерно распределенной нагрузкой. Нелинейный ход статической кривой "нагрузка-деформация" модели показывает, что уже при малых значениях нагрузки $/q \approx 100 \text{ Нсм}^{-1} /$ возникают поддающиеся измерению остаточные деформации /рис.4/. С повышением значений нагрузки эта остаточная деформация растет непропорционально быстро, в то время как разница между остаточной и максимальной возникающими деформациями (v_b, v_{max}) /т.н. "остаточная упругость" v_r / возрастает почти линейно /рис.5/. До значений нагрузки $q \approx 400 \text{ Нсм}^{-1}$ не наблюдается качественного изменения упруго-пластического поведения.

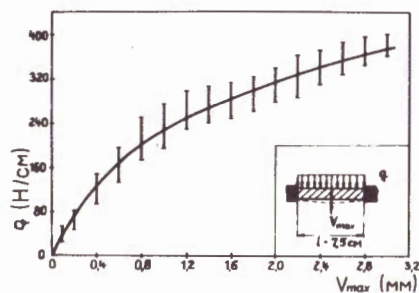
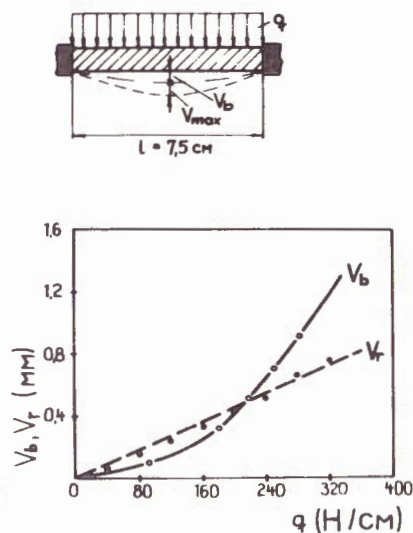


Рис.4. Зависимость статической нагрузки от максимального прогиба макета.

Рис.5. Зависимость остаточного (v_b) и эластичного (v_r) прогибов от статической нагрузки q .



На испытуемых образцах не было обнаружено никаких внешних повреждений /трещин и т.п./. Для определения критериев допустимых нагрузок образцы подвергались динамической нагрузке импульсами силы треугольной формы /по техническим причинам длительность была выбрана $\tau_k = 30$ мс/ различной амплитуды, после чего измерялась остаточная деформация. Из рис.6 видно, что при значениях нагрузки $\hat{q} = 140 \text{ Нсм}^{-1}$ до числа циклов $N = 3 \cdot 10^5$

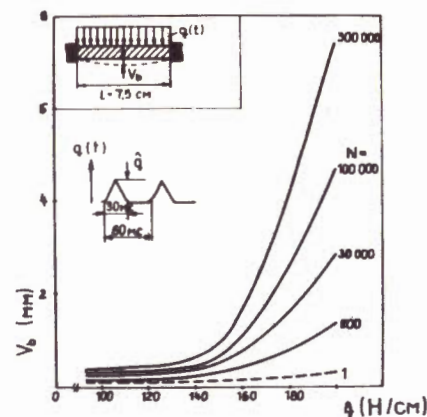
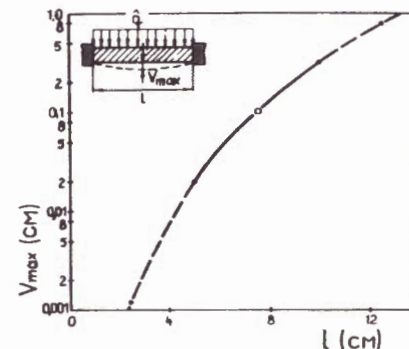


Рис.7. Максимальный прогиб в зависимости от расстояния между опорами.

Рис.6. Зависимость остаточного прогиба от максимального значения нагрузки и числа нагрузок N .



не возникает качественного изменения нагрузочно-деформационного поведения. При повышении нагрузки $/\hat{q} > 140 \text{ Нсм}^{-1} /$ остаточная деформация с увеличением количества нагрузочных циклов значительно возрастает. Очевидно, значение нагрузки $\hat{q} = 140 \text{ Нсм}^{-1}$ представляет для данной модели /с параметрами: пролет $l = 7,5$ см и температура проводника $\theta = 20^\circ\text{C} /$ предельное значение, выше которого имеет место качественное изменение свойств. Согласно рис.6, остаточная деформация при этом значении нагрузки составляет $v_b = 0,7$ мм. Если принять неизменной остаточную упругость за

$$v_{max} = v_b + v_r \quad /1/$$

то получим максимальную деформацию $v_{max} = 1,0$ мм /см. рис.5/. Если исходить из того, что значение нагрузки $\hat{q} = 140 \text{ Нсм}^{-1}$ не должно быть превышено, то в линейном приближении можно оценить максимальную деформацию для других значений пролета /рис.7/:

$$v_{max} = \frac{\hat{q} l^4}{384(E \cdot I)} \quad /2/$$

Из полученных для данной модели с помощью уравнения /2/ значений находим жесткость $(EI) = 1,15 \cdot 10^4 \text{ Нсм}^2$. При переносе этих результатов на реальную схему катушки следует иметь в виду, что в условиях эксплуатации температура проводника может существенно превышать значение $\theta = 20^\circ\text{C} /$ см. ниже/ и достигать $100 \div 200^\circ\text{C}$. В связи с этим имеющиеся данные, полученные при $\theta = 20^\circ\text{C}$, носят ориентировочный характер, однако их можно использовать для выбора параметров головного образца.

ТЕМПЕРАТУРНОЕ РАСПРЕДЕЛЕНИЕ ВНУТРИ ОБМОТКИ КАТУШКИ

В прежних оценках /4/ температурного распределения в катушке исходили из того, что температура проводника катушки составляет 100 °С. При этом не учитывалось распределение температуры в самом проводнике, которое может повлиять на эксплуатационные качества катушки.

Исследования проводились на модели проводника длиной 1 м. Температурное распределение в проводнике определялось с помощью медноконстантановых термопар. Термопары размещались по сечению проводника между отдельными слоями провода. Проводник нагревался переменным током с частотой 50 Гц, эквивалентным по тепловой мощности импульсной нагрузке.

Как и следовало ожидать, с увеличением мощности потерь увеличивается перепад температур между внутренними слоями и поверхностью проводника /рис.8/; так, например, при мощности потерь $P'_v = 11 \text{ Вт} \cdot \text{см}^{-1}$ /это значение соответствует для рассматриваемой катушки IV ступени нагрузки $\hat{i} = 6 \text{ кА}$, $\tau_1 = 2 \text{ мс}$, $f = 50 \text{ Гц}$ / следует ожидать разности температур между центром провода и его поверхностью $\theta_{\text{в}} = 110 \text{ К}$.

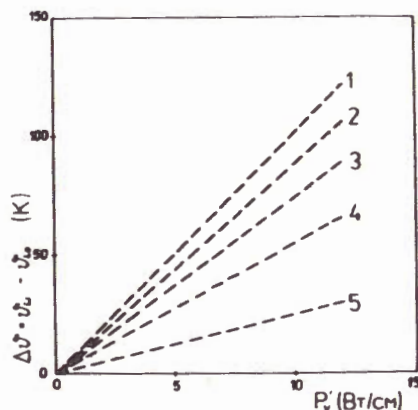


Рис.8. Зависимость разности температур в слоях проводника от относительной мощности потерь / θ_{L_i} - температура отдельных слоев, θ_{L_0} - температура на поверхности проводника, 1÷5 - номер слоя, см.рис.9/.

Для расчетной проверки экспериментальных результатов вместо данного проводника рассматривался равный по площади круглый проводник /рис.9а/. К этому случаю относится теплосеть, изображенная на рис.9б. Тепловые сопротивления были рассчитаны с по-

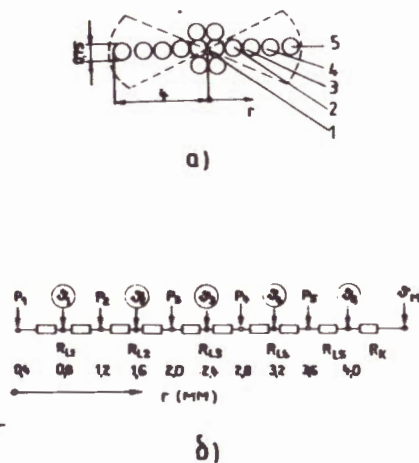


Рис.9. Расположение проволоки в проводнике / $P_1 \div P_5$ - источники потерь, $\theta_1 \div \theta_5$ - измерительные датчики/.

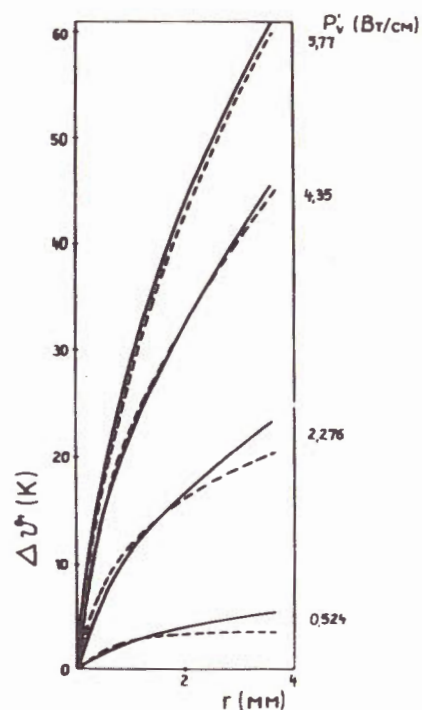


Рис.10. Температура в проводнике при различных мощностях / $\lambda = 1 \text{ Вт/мК}$, - - - - измерено, — — — - рассчитано.

мощью отношения

$$R'_{L_i} = \frac{1}{2\pi\lambda i} \ln \frac{r_i}{r_a}, \quad /3/$$

где i - номер слоя провода. Теплопроводность $\lambda = 1 \text{ Вт м}^{-1} \text{ К}^{-1}$ была определена в предварительных исследованиях.

Радиальное температурное распределение, рассчитанное по теплосети при условии равномерного распределения тока по сечению провода, хорошо согласуется с результатами измерений /рис.10/.

С помощью этих результатов при заданных значениях электрической нагрузки / \hat{i} , τ_1 , f / и известной температуре поверхности

проводника можно определить мощность потерь, возникающую в проводнике и передающуюся через его поверхность к охлаждающей жидкости. Теплопередача связана с перепадом температур между поверхностью проводника и охлаждающей жидкости согласно

$$\Delta\theta = \theta_{L_i} - \theta_M = \frac{P'_v}{\alpha_k O'_k}, \quad /4/$$

где O'_k - поверхность, через которую осуществляется отвод тепла; α_k - коэффициент теплопередачи.

Поскольку температура поверхности проводника не должна превышать заданного предельного значения $\theta_{L_0} = 100^\circ\text{С}$, то при известном коэффициенте конвективной теплопередачи из уравнения /4/ можно определить допустимую мощность потерь и допустимую частоту повторения импульсов при заданной амплитуде и длительности тока.

Поясним сказанное на следующем примере. Для определения коэффициента теплопередачи α_k аналогично конструктивному строению обмотки катушки был взят обтекаемый жидкостью пучок труб. При этом, согласно /10/:

$$\alpha_k = \frac{\lambda_M}{d_4} \cdot 0,264 (Re_M)^{0,6} (Pr_M)^{0,33} \left(\frac{Pr_M}{Pr_c}\right)^{0,25}. \quad /5/$$

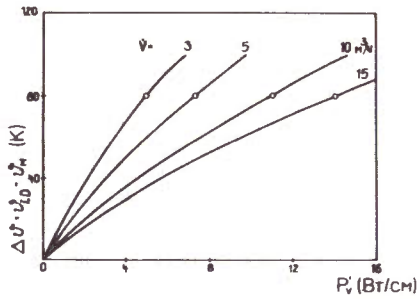


Рис.11. Температура поверхности проводника в зависимости от относительной мощности потерь и расхода масла / θ_{L0} - температура поверхности проводника, θ_M - температура масла - обе на входе масла/.

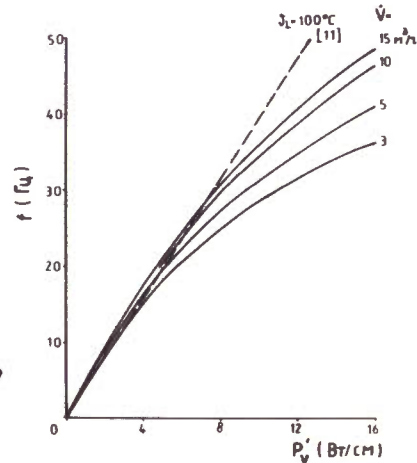


Рис.12. Предельное число циклов повторения в зависимости от относительной мощности потерь и расхода масла / $\hat{i} = 6$ кА, $\tau_1 = 2$ мс/.

В зависимости от расхода охладителя \dot{V} с помощью уравнений /4/ и /5/ можно определить возникающий между поверхностью проводника и охладителем перепад температур для различных мощностей потерь /рис.11/. При условии постоянства температуры масла на входе в катушку $\theta_M = 20^\circ\text{C}$ /это условие должно быть реализовано внешним охлаждающим контуром/ из кривых /рис.11/ можно определить максимальные значения мощности потерь, которые дают температуру поверхности проводника $\theta_{L0} = 100^\circ\text{C}$.

Теперь с помощью этой предельной мощности потерь, исходя из данных, указанных на рис.8, и из отношения /3/, имеем:

$$P'_v = \frac{\tau_1 f}{2} \sum_i \hat{i}_i^2 R_{20i} (1 + a_r \Delta\theta_i) \quad /6/$$

где i - номер отдельных слоев проводника. В результате можно оценить параметры электрической нагрузки, вызывающие эту мощность потерь. Таким образом, при заданных значениях амплитуды и длительности тока возможна оценка максимально допустимой частоты повторения импульсов при различных значениях расхода охлаждающей жидкости \dot{V} /рис.12/.

На рис.12 для сравнения с прежними оценками /4/ указаны и значения, получающиеся для случая температуры проводника,

принятой постоянной / $\theta_{L0} = 100^\circ\text{C}$ /. Видно, что определенная с учетом температурного распределения в проводнике отводимая мощность потерь, особенно при более высоких значениях мощности потерь $P'_v = 4 \div 8$ Вт·см⁻¹, требует более интенсивного охлаждения катушки, чем это было вычислено с принятием прежних упрощенных предположений /11/.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Для оценки электрической и механической прочности изоляции катушки были проведены исследования на моделях изоляции и проводника. Полученные при этом результаты целесообразно использовать для выбора параметров головного образца, совместно с определенным экспериментально радиальным температурным распределением в проводнике.

Определение точных параметров для реальной изоляции, особенно в отношении механической прочности, требует дальнейших исследований на устройствах, максимально приближенных к практическим.

ЛИТЕРАТУРА

1. Саранцев В.П., Перельштейн Э.А. Коллективное ускорение ионов электронными кольцами. Атомиздат, М., 1979.
2. Саранцев В.П. В кн.: Труды совещания по проблемам коллективного метода ускорения. ОИЯИ, Д9-82-664, Дубна, 1982, с.9.
3. Беляев Л.Н. и др. ОИЯИ, 9-80-577, Дубна, 1980.
4. Беляев Л.Н. и др. ОИЯИ, 9-81-642, Дубна, 1981.
5. Александров В.С. и др. ОИЯИ, 9-83-613, Дубна, 1983.
6. GOST 12294-66 Elektroisolerender Tränklack.
7. Günther H. Zum Durch- und Überschlag von inhomogenen Isolieranordnungen unter verrußtem Isolieröl. Diss. TU Dresden, 1973.
8. Böhme H., Löbl H., Keller W. Stromleitarrordnungen in Taschenbuch Elektrotechnik, Verlag Technik, Berlin, 1980, Bd.5.
9. Hauschild W., Mosch W. Statistik für Elektrotechniker. Verlag Technik, Berlin, 1983.
10. Michejew M.A., Michejewa I.M. Grundlagen der Wärmeübertragung. Verlag Technik, Berlin, 1962.
11. Böhme H., Haller R., Löbl H. Thermische und elektrische Beanspruchung von Wicklungsisolierungen. TU Dresden, Sektion Elektrotechnik VB 041/81.

Рукопись поступила в издательский отдел
27 марта 1984 года.

Бёме Х. и др.

9-84-191

Исследования электротехнических параметров катушек магнитной системы адгезатора КУТИ-20

Приводятся результаты макетных испытаний охлаждаемых катушек магнитной системы адгезатора коллективного ускорителя тяжелых ионов КУТИ-20. Определены электрические и механические параметры изоляции и многожильного проводника, пропитанных лаком, а также температурное распределение внутри обмоток. Получено значение относительного выдерживаемого напряжения, равное 4,6 кВ/мм, и предельное значение амплитуды механической нагрузки, равное 70 Н/см, при пролете между фиксирующими перемычками 7,5 см и температуре проводника 20°C. При значениях мощности потерь выше 4 Вт/см необходимо учитывать теплопередачу в обмоточном проводнике. Результаты позволяют сделать вывод о работоспособности катушек до среднего значения частоты повторения импульсов $f = 30$ Гц.

Работа выполнена в Отделе новых методов ускорения ОИЯИ.

Сообщение Объединенного института ядерных исследований. Дубна 1984

Перевод О.С.Виноградовой

Böhme H. et al.

9-84-191

The Study of Electrotechnical Parameters of KUTI-20 Adhezator Magnetic System Coils

Model test results of new heavy ion collective accelerator KUTI-20 adhezator cooled coils are given. Electrical and mechanical parameters of insulation and multiple-cord cable, made of cordon and varnished in lacquer, and temperature distribution in the cable are tested. 4.6 kV/cm specific transient voltage and 70 N/cm mechanical load amplitude (if strut length is 7.5 cm and cable temperature 20°C) are obtained. For specific heating greater than 4 W/cm it is necessary to take into consideration heat transfer in the cable. The results allow one to draw a conclusion as to the efficiency of the coils upto 30 Hz mean repetition frequency.

The investigation has been performed at the Department of New Acceleration Methods, JINR.

Communication of the Joint Institute for Nuclear Research. Dubna 1984