

ОБ ОПЕРАТИВНЫХ ХАРАКТЕРИСТИКАХ
РЕАКТОРА ВВР-С БУХАРЕСТСКОГО ИНСТИТУТА
АТОМНОЙ ФИЗИКИ

Объединенный институт
ядерных исследований
БИБЛИОТЕКА

Научный редактор Е.Шабалин

Настоящая статья содержит описание работ, проведенных под руководством академика Хорьи Хулубея на протяжении 1957-1958 гг. на реакторе ВВР-С Бухарестского Института Атомной Физики академии РНР. В статью включены следующие материалы:

1. Пространственное распределение потоков тепловых, надтепловых и быстрых нейтронов и их возмущение регулируемыми стержнями в гетерогенном реакторе с водным замедлителем - Пурика И., Шефэнеску Ал., Сабэу М. (не опубликовано).

2. Поведение реактора ВВР-С в стационарных и переходных режимах - Пурика И., Удря И., Мэнтеску Л. (не опубликовано).

3. Предопределение переходных режимов реактора - Пурика И., Женева P/1282, 1958 г. (дополнено перед началом конференции)

4. Изменения реактивности из-за отравления ксеноном и шлаками у гетерогенных реакторов - Пурика И., Удря И. (не опубликовано).

5. Поведение охлаждающей воды в гетерогенном реакторе на обогащенном уране. а) Активность воды - Пурика И., Филип Ал., б) Радиолиз воды - Бебешел Павел, Дьякону В., с) Продукты коррозии - Гранча И.

Проведенные исследования подтверждают возможность использования реактора на мощности 3000 kw.

Во время проведения работ по характеристикам реактора ВВР-С структура активной зоны реактора была такой, как показано на фиг. 51. На схеме показаны направления, по которым осуществлялись замеры нейтронных потоков для определения коэффициентов неравномерности, а также места замеров температуры на поверхности тепловыделяющих элементов.



Нейтронные потоки в активной зоне
реактора ВВР-С

1. Для определения спектра нейтронов в активной зоне реактора и его изменения в пространстве были замерены:

а/ Пространственное распределение потока тепловых нейтронов Φ_{th} с индикаторами *Cu, Au, In.*

б/ Пространственное распределение потока надтепловых нейтронов с теми же индикаторами под кадмием; считалось, что их распределение по энергиям подчиняется закону Ферми

$$\Phi_e(E) = B/E \quad \text{н/см}^2\text{сек MeV.}$$

в/ Пространственное распределение потока быстрых нейтронов с использованием реакций (n, p) и (n, α) на алюминии.

Средние полученные значения потоков в центре активной зоны реактора, когда стержень РР2 выведен, даны в таблице *F1.*

Как и для других реакторов с водным замедлителем поток надтепловых и быстрых нейтронов больше потока тепловых нейтронов /с энергиями ниже

$$0,4 \text{ eV}.$$

Потоки замерялись фольгами диаметром в 4 мм, которые облучались в активной зоне реактора внутри цилиндра из органического стекла.

Замеры осуществлялись на мощности 0,1 - 10 КВт.

Мощность была замерена ионизационной камерой, градуированной по тепловой мощности, воспринимаемой охлаждающей активную зону водой.

Предполагалось, что существует прямая пропорциональность между потоком тепловых нейтронов, измеренным ионизационной камерой типа КНТ, и тепловой мощностью, воспринимаемой охлаждающей активную зону водой.

Место, где замерялись потоки по вертикали, показано на фиг. S 1.

3. Распределение потока тепловых нейтронов по вертикальной оси активной зоны дано на фиг. F-1 и F-2.

На фиг. F-2 видно, как изменяется распределение потока тепловых нейтронов в зависимости от положения центрального регулирующего стержня PP2. Максимальное значение потока в центре активной зоны достигается тогда, когда стержень PP2 введен на 30 см в активную зону. Полное введение PP2 ведет к равномерному снижению потока по вертикальной оси активной зоны.

При этом снижается максимальное значение потока тепловых нейтронов до 0,82 от невозмущенного потока, а введение стержня PP-2 только на 30 см /т.е. на половину его длины/ ведет к росту максимального потока тепловых нейтронов на 11%.

В этом последнем случае максимум потока находится на 7,5 см ниже нижнего конца стержня PP-2.

На фиг. F-3 дано радиальное распределение потока тепловых нейтронов после того, как в позиции 38/10 была поставлена корзина со свежими урановыми стержнями.

На самом близком к центру активной зоны урановом стержне этой корзины смонтировали термометр, которой и осуществляли первую группу замеров температуры на поверхности данного тепловыделяющего элемента.

4. Определяем коэффициент неравномерности распределения тепловых нейтронов для заданной точки активной зоны, координатами которой являются r, z /началом координат считается центр активной зоны/, как отношение:

$$\gamma(r, z) = \frac{\Phi_{th}(r, z)}{\bar{\Phi}_{th}(r, z)}$$

В таблице F - 2 даны его значения для $\zeta(10,2)$ и $\zeta(2,0)$ при разных положениях регулирующего стержня PP-2, сравненные с полученными на стенде и расчетными значениями. Расчетные значения получены одно-и двух-групповым методом.

В том случае, когда центральный регулирующий стержень PP-2 введен только наполовину /т.е. на 30 см /, дается значение η_{10} ; - 7,5%.

Влияние изменения распределения потока тепловых нейтронов из-за изменения положения регулирующих стержней на распределение температур по поверхности тепловыделяющего элемента дается в главе Т.

Т а б л и ц а F - 1

Потоки нейтронов в центре активной зоны при полном выведении стержня PP-2^{x/}

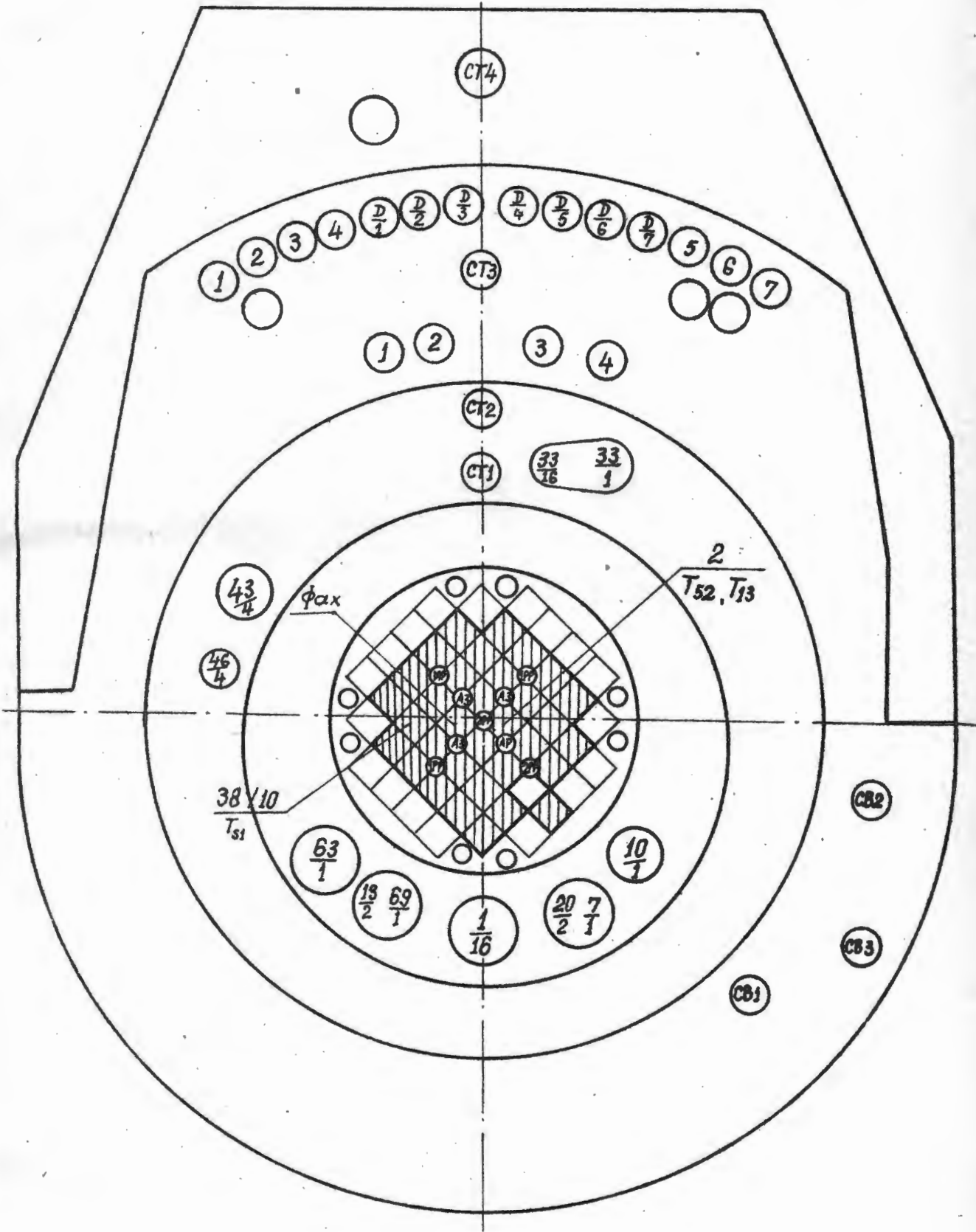
Φ_{th} [н/см ² сек]	$\Phi_e = \int_{0,4}^{4 \cdot 10^5} \frac{V}{E} dE$ [н/см ² сек]	Φ_{n_1} [н/см ² сек] E ≥ 4,6 MeV Al (n,p) Mg	Φ_{n_2} [н/см ² сек] E ≥ 8,1 MeV Al (n,n) Si
$2,25 \cdot 10^{13}$	$V = 2,32 \cdot 10^{12}$ $\Phi = 2,87 \cdot 10^{13}$	$1,05 \cdot 10^{14}$	$5,28 \cdot 10^{13}$

^{x/} Значения, указанные в таблице, представляют потоки нейтронов при 2000 кВт.

Т а б л и ц а *A* -2
Коэффициенты неравномерности

Способ определения	<i>?</i> радиальный	<i>?</i> аксиальный
По проекту /физический и тепловой расчет реактора ВВР-С/	1,50	1,30
Расчет двухгрупповым методом	1,183	1,225
Экспериментальные кривые, снятые на стенде /поток невозмущенный/	1,19	1,28
Кривые, снятые в <i>IFA</i> с <i>Cu</i> , с коррекцией для надтепловых нейтронов	1,1 ^{x/}	1,26
Кривые, снятые в <i>IFA</i> при полном введении стержня РР-2	-	1,035
$\Phi(r;0) / \Phi$ средн.невозм.		
Кривые, снятые в <i>IFA</i> при введении стержня РР-2 наполовину /30см /	-	1,39
$\Phi / 0; - 7,5 / \Phi$ средн.невозм.		

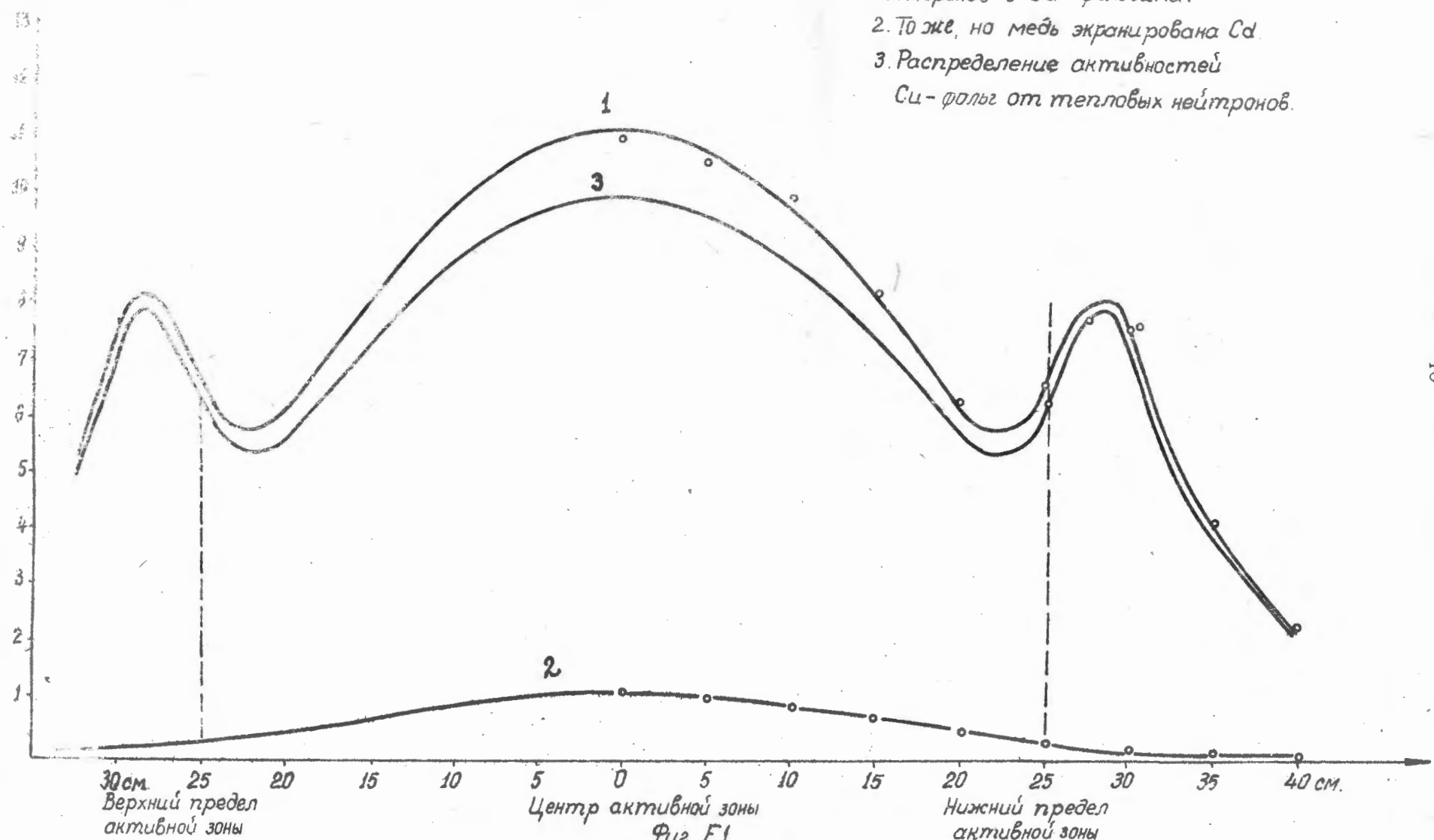
^{x/} Значение ниже расчетных из-за загрузки корзинки свежими урановыми стержнями в положении 38/10, после того как в среднем "сгорали" 2,2 г U^{235} на одну корзинку.



Фиг. 51.

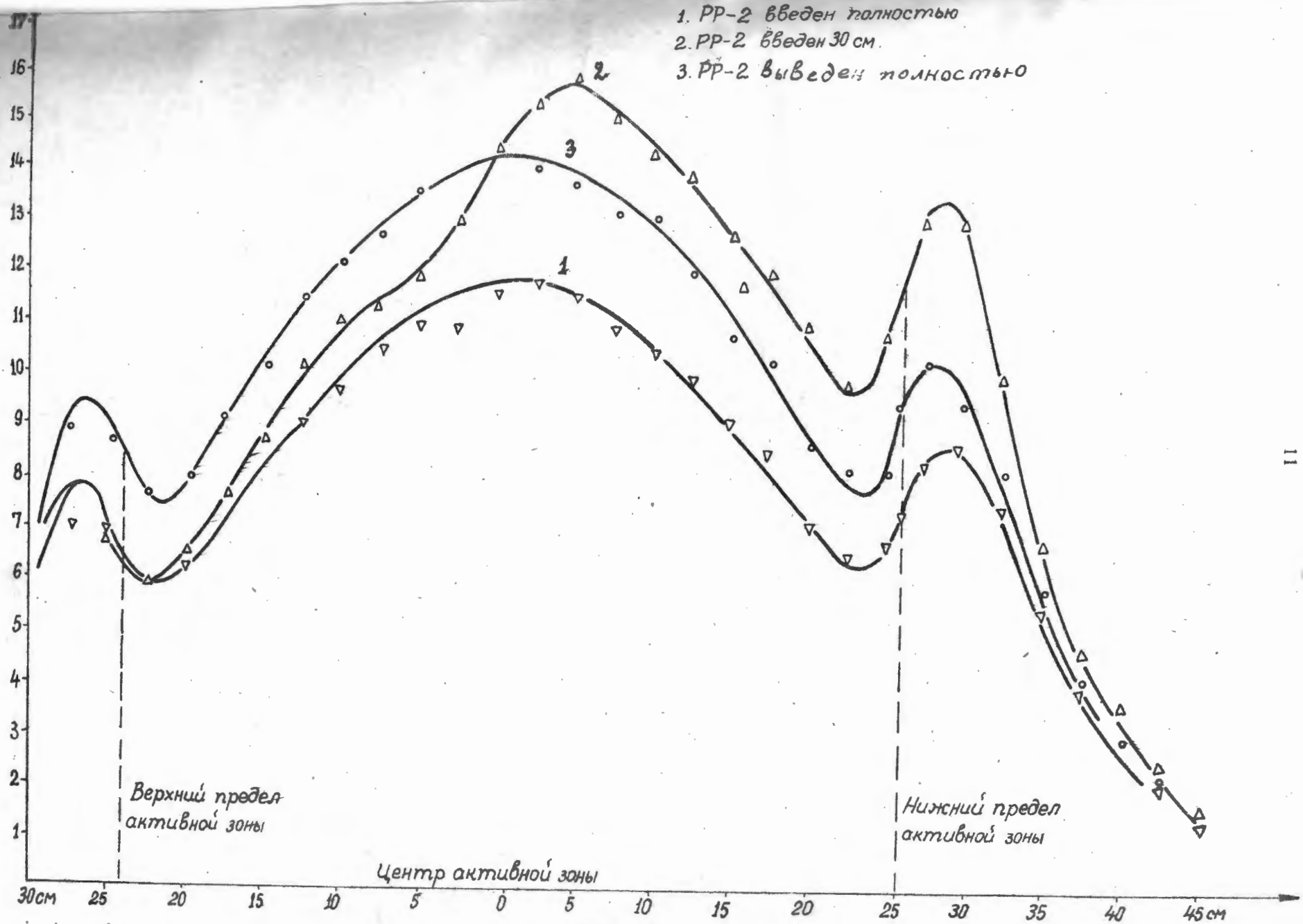
Вид активной зоны и места замеров температур и потоков.

Поток нейтронов - относительные единицы



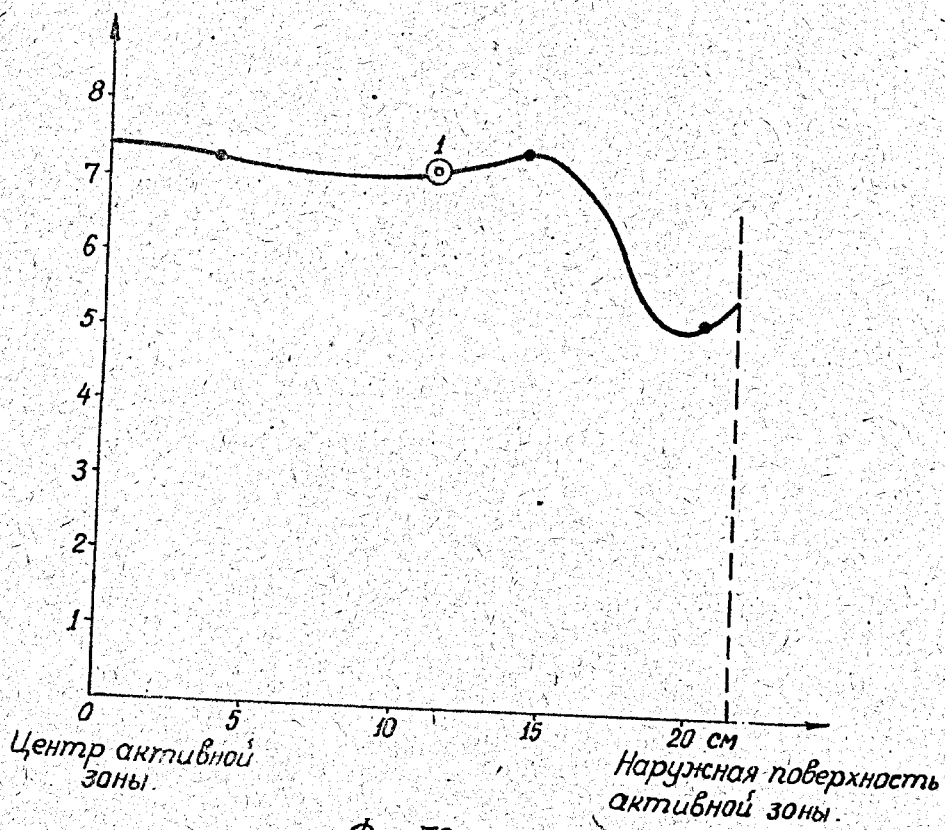
1. Распределение потоков нейтронов, замеренное с Си- фольгами.
2. То же, но медь экранирована Cd.
3. Распределение активностей Си- фольг от тепловых нейтронов.

Фиг. F.1.
Аксиальное распределение потоков тепловых и надкадмиевых нейтронов, замеренных в корзинке 53 при выведенном РР-2.



Фиг. F 2.

Аксиальное распределение потоков тепловых нейтронов в корзине 53 при разных положениях PP-2.



Фиг. F3.
Радиальное распределение
потока тепловых нейтронов

(G) Поток γ -лучей на поверхности активной зоны и на выходе горизонтальных экспериментальных каналов

Точное знание потоков тепловых, надтепловых и быстрых нейтронов дает возможность рассчитать близко к реальным условиям поток γ -лучей на поверхности активной зоны и на выходе горизонтальных экспериментальных каналов.

При расчетах считалось, что γ -кванты, полученные при разных ядерных реакциях, распределены по дискретному спектру со следующими энергиями.

К	1	2	3	4	5	6	7
Ек MEV	1	1,5	2,3	3	5	6	7

Были учтены следующие ядерные процессы, дающие γ -лучи:

- 1/ Деление ядер U^{235} потоком тепловых нейтронов;
- 2/ Распад продуктов деления после достижения стационарного режима;
- 3/ Реакции (n, γ) для

- а/ магния активной зоны,
- б/ алюминия активной зоны,
- в/ урана 235,
- г/ урана 238 с тепловыми и резонансными нейтронами,
- д/ водорода и кислорода воды активной зоны;

- 4/ Реакции (n, p) на O^{16} и O^{17} , приводящие к активации воды первичного контура γ -лучи от N^{17} .

Были приняты средние потоки, определенные в гл. F.

Распределение по принятым энергиям γ -лучей от реакций (n, γ) элементов активной зоны дано в табл. G-1, а распределение по энергиям спектра γ -лучей от деления и от продуктов деления, находящихся в равновесии с данной мощностью реактора, дано в таблице G-2.

расчет велся таким образом, чтобы получить число квантов Γ_k/E_k для энергии E_k на одно деление в реакторе в двух случаях:

когда продукты деления находятся в равновесии с мощностью реактора $\Gamma_{к11}/E_k$;

когда продукты деления не находятся в равновесии с мощностью реактора Γ/E_k .

Для реакций n, γ была использована формула

$$\Gamma_k(E_k) = \frac{N_0}{A} f_k(E_k) G \cdot \sigma(n, \gamma) \frac{\bar{\Phi}_{th}}{F} \gamma / \text{деление},$$

где:

f_k - спектральный состав. γ - квантов на одну реакцию / таблица G 1/.

$N_0 = 6,02 \cdot 10^{23}$ число Авогадро,

A - атомный вес элемента,

G - полный вес элемента в активной зоне в граммах,

σ - эффективное сечение для реакции n, γ в барнах $/ 10^{-24} \text{ см}^2 /$,

$\bar{\Phi}_{th}$ - средний поток тепловых нейтронов при 2000 kW $/ \text{н} / \text{см}^2 \cdot \text{сек} /$,

$F = 6,2 \cdot 10^{16}$ делений / 2000 kW /.

Результаты расчетов даны в таблице G 2.

Активность воды от распада радиоизотопа N^{16} , полученного из реакции $O^{16}(n, p) N^{16}$, на три порядка ниже других активностей. Это получается благодаря тому, что время, за которое вода проходит через активную зону $/ t \approx 0,216 \text{ сек} /$, намного меньше времени ее прохождения по всему контуру $/ t \approx 54 \text{ сек} /$ при расходе $1000 \text{ м}^3 / \text{час}$. Этой активностью пренебрегали.

В таблице G -2 даны мощность источников γ и их спектральное распределение, если считать, что они равномерно распределены по активной зоне.

Расчет потоков γ - квантов на поверхности активной зоны, откуда начинаются горизонтальные каналы /фиг. G 1/, проводился по следующей формуле / активная зона считалась эквивалентным цилиндром/:

$$\Gamma_{km}(E_k) = \frac{BS_v R_0^2}{2(a+z)} F(\theta, \mu_s z) \frac{\gamma}{\text{см}^2 \text{сек} \text{KW}},$$

где :

$$M_s = \sum_k \left(\frac{M}{\rho} \right)_k \rho_k$$

$$\mu_s z = 2,35 f(\mu_s R_0)$$

$$F(\theta, \mu_s z) = \int_0^\theta e^{-\mu_s z \sec \theta'} d\theta'$$

$$S_v = \Gamma_k \frac{3,1 \cdot 10^{13}}{\pi R_0^2 h} \frac{\gamma}{\text{см}^3 \text{сек} \text{KW}},$$

$\left(\frac{M}{\rho} \right)_k$ - массовый коэффициент поглощения γ - лучей для $K^{\text{го}}$ элемента активной зоны / $\text{см}^2 / \text{г}$ /,

ρ_k - плотность $K^{\text{го}}$ элемента / $\text{г} / \text{см}^3$ /,

R_0 - радиус цилиндра / см /,

h - высота цилиндра / см /,

B - коэффициент, учитывающий комптоновское рассеяние,

$f(\mu_s R_0)$ и $F(\theta, \mu_s z)$ - табличные функции - / см .

"Защита ядерных реакторов" Москва 1958г./

Если считать, что распределение γ - лучей в пространстве изотропно, то на выходе горизонтальных каналов будем иметь:

$$\Gamma_c = \Gamma_m \frac{z_0^2}{L_c^2} \frac{\gamma}{\text{см}^2 \text{сек} \text{KW}}.$$

Результаты расчетов даны в табл. G 3.

Замеры потока γ -квантов на выходе горизонтального канала № 2 производились цилиндрической воздушной ионизационной камерой с алюминиевыми стенками /ДИГ - 0,5/, присоединенной к интегратору типа "кактус".

Диаметр камеры равен диаметру канала.

Камера была проградуирована источником Co^{60} .

Можно принять:

$$\Gamma = k(E) \cdot i,$$

Γ - поток γ -квантов в центре камеры / γ / cm^2 сек /,

i - сила тока / μA /,

E_0 - энергия γ -квантов,

$$K / 1,25 MeV / = 1.$$

Для других энергий считают, что эффективность камеры изменяется так же, как массовый коэффициент поглощения воздуха камеры:

$$K(E) = K_0 [M_a(E) / \rho_a],$$

где

$$K_0 = \frac{K(1,25)}{\frac{M_a(1,25)}{\rho_a}} = 3,05 \cdot 10^3 \frac{\gamma \cdot \rho_r}{cm^2 \cdot сек \cdot \mu A}$$

Если учесть расчетное распределение γ -квантов, которые выходят из канала, можно связать ток от ионизационной камеры с полным потоком соотношением:

$$i = \sum_K i_K = \sum_K \frac{\Gamma_K(E_K)}{K_0 \left(\frac{M_a}{\rho_a}\right)_K} = \frac{\Gamma_0}{K_0} \sum_K \frac{\gamma_K(E_K)}{\left(\frac{M_a}{\rho_a}\right)_K},$$

где

$$\Gamma_0 = \sum_K \Gamma_K(E_K).$$

Имеем:

$$\bar{K} = K_0 / \sum_k \frac{\eta_k}{(M_a/\rho a)_k}$$

В таблице G₁ даны значения \bar{K} для двух принятых спектров.

Для проверки расчетного спектрального распределения потока γ -лучей использовали ослабление потока через висмутовую пробку с диаметром, равным диаметру канала, и длиной в 15 см.

Так как массовый коэффициент поглощения γ -лучей в висмуте изменяется с энергией γ -квантов, ослабление в висмуте зависит от спектра потока γ -квантов.

Обозначая через Γ_B полный ослабленный поток, имеем:

$$\Gamma_B = \sum_k \Gamma_{Bk}(E_k) = \sum_k \Gamma_k(E_k) a_k = \Gamma_0 \sum_k \eta_k a_k = \Gamma_0 \cdot a,$$

$$\text{где } a_k = e^{-\mu_B(E_k) L_B}$$

Полное ослабление в висмуте зависит от спектрального распределения:

$$a = \sum_k \eta_k a_k$$

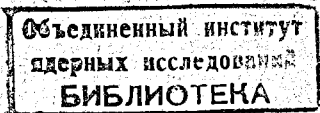
Эффективность камеры для спектра γ -лучей, ослабленных в висмуте, дана формулой

$$K_B = \frac{a K_0}{\sum_k \frac{\eta_k a_k \mu}{(\bar{\rho})_k}}$$

Замеры потока γ -лучей производились в трех разных состояниях:

1/ Изменение силы тока в ионизационной камере, когда мощность растет с некоторым начальным периодом, идет по кривой $i(P)$ без висмута / фиг. G₁-2 и по кривой $i_B(P)$ / фиг. G₁-2 / с висмутом /

2/ Значение силы тока в ионизационной камере, при разных стационарных мощностях, спустя 30 мин. после установления данной мощности, дано на кривой $i_B(P)$ / фиг. G₁-3.



3. Значение силы тока через ионизационную камеру от γ - фона продуктов деления спустя три дня после остановки реактора.

Наклоны кривых $I(P)$, рассчитанные методом наименьших квадратов, даны на фиг. G-2 и G-3.

Поток γ -лучей

$$\Gamma_e = \bar{K} \operatorname{tg} \alpha \frac{\gamma}{\text{см}^2 \text{сек} \text{кВт}}$$

Полученные значения полных потоков γ - квантов сравниваются с расчетным значением в таблице G-4.

Из-за медленного изменения мощности во время переходного режима не замечается ощутимой разницы между потоками γ -квантов, в стационарном и переходном режимах.

Т а б л и ц а G -1

Распределение по энергиям f_k γ -излучения от
реакций (n, γ) на элементах, составляющих активную
зону реактора

Ядро элемента	$\sigma(n, \gamma)$ барн	f_k для E_k [MeV]							Число захва- тов в актив- ной зоне на одно деле- ние
		1	1,5	2,3	3	5	6	7	
H^1	0,330	0	0	0,947	0	0	0	0	0,2130
O^{16}	0,002	0	0	0	1,37	0	0	0	0,000648
Mg^{24}	0,059	0	0	0,51	0	0,882	0,25	0,126	0,00221
Al^{27}	0,215	0	0	0,113	0	0,616	0,21	0,365	0,0893
U^{235}	101	0	0	0	0	0	1,08	0	0,1760
U^{238}	2,7	0	0	0	0	0,973	0	0	0,2014

Примечание. Значения f_k приведены к принятым энергиям спектра с учетом того, что сохраняется энергия, высвобождающаяся при одном захвате.

Т а б л и ц а G - 2

Поток Γ_{ko} γ -квантов на одно деление, распределенный по энергиям

Энергия Ек МеV								
Источник	1	1,5	2,3	3	5	6	7	Прим.
Деление 235	3,2	0,84	0,85	0,15	0,168	0	0	
Осколки деления при равновесии	5,4	0,71	1,941	0,0115	0	0	0	
$H^1(n, \gamma)H^2$	0	0	0,206	0	0	0	0	
$O^{16}(n, \gamma)O^{17}$	0	0	0	0,00089	0	0	0	
$Mg^{24}(n, \gamma)Mg^{25}$	0	0	0,00113	0	0,00195	0,00055	0,000279	
$Al^{27}(n, \gamma)Al^{28}$	0	0	0,01010	0	0,0550	0,01875	0,0325	
$U^{235}(n, \gamma)U^{236}$	0	0	0	0	0	0,1910	0	
$U^{238}(n, \gamma)U^{239}$	0	0	0	0	0,1975	0	0	
$\Gamma_{ko} I$	3,200	0,84	1,0683	0,1509	0,4225	0,2103	0,03275	
$\Gamma_{ko} I / \sum \Gamma_{koI} \%$	54	14,18	18	2,54	7,16	3,550	0,553	
$\Gamma_{ko} II$	8,600	1,550	3,007	0,1625	0,4225	0,2103	1,03278	
$\Gamma_{ko} II / \sum \Gamma_{koII} \%$	61,5	11,09	21,50	1,162	3,03	1,455	0,227	

$$\sum_k \Gamma_{koI} = 5,9248 ; \quad \sum_k \Gamma_{koII} = 13,985$$

Γ_{koI} - спектр, не учитывающий осколков деления в равновесии
18% от делений, 13% от (n, γ) .

Γ_{koII} - спектр при равновесии осколков деления /37,2% от делений,
57,6% от осколков деления, 5,2% от (n, γ) .

Т а б л и ц а G-3

Потоки γ квантов и дозы на поверхности
активной зоны и на выходе горизонтального канала

Ек [MeV]	1	1,5	2,3	3	5	6	7	на по- верхности активной зоны $\sum \Gamma_k$ к	на выходе канала $\sum \Gamma_k \gamma^2 / L_c^2$
$\Gamma_{KI}(E) \cdot 10^{-8}$ [$\gamma / \text{см}^2 \text{сек} \text{KW}$]	51,30	13,15	16,45	2,77	7,72	3,96	0,596	92,4	0,0088
$\eta_k^I (E) \%$	49,3	14,25	17,80	2,99	8,35	4,18	0,643	-	-
$\Gamma_{KI}(E) \cdot 10^{-3}$ [$\gamma / \text{см}^2 \text{сек} \text{KW}$]	122,5	25,20	54,90	3,00	7,72	3,96	0,596	217	0,0230
$\eta_k^{II} (E) \%$	56,2	11,55	25,20	1,37	3,55	1,78	0,273	-	-
$s_x \cdot 10^{-5}$ [$\gamma / \text{см}^2 \text{сек}$ $\gamma / \text{час}$]	5,1	5,9	6,7	7,0	8,2	8,7	9,2	-	-
$\Gamma_I \cdot 10^{-3}$ [$\gamma / \text{час} \text{KW}$]	8,93	2,24	2,46	0,396	0,940	0,445	0,0639	15,50	0,00328
$\Gamma_{II} \cdot 10^{-3}$ [$\gamma / \text{час} \text{KW}$]	24,0	4,26	8,20	0,430	0,940	0,445	0,0639	38,40	0,00815

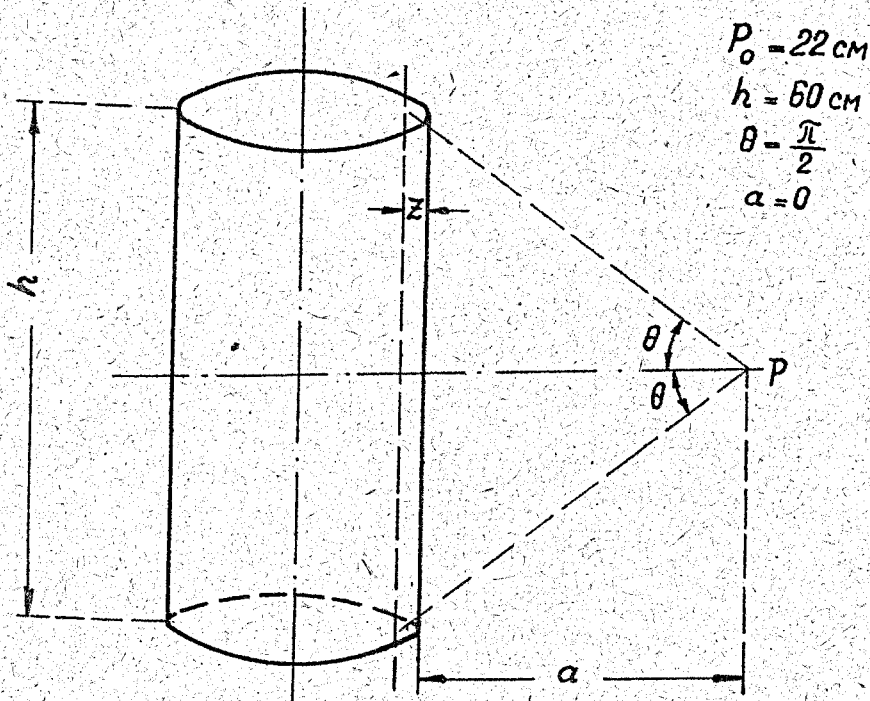
Т а б л и ц а G - 4

Сравнение экспериментальных значений с расчетными

Спектр	Величины		$\Gamma_{\gamma} / \text{см}^2 \text{сек КВ} \cdot 10^{-6(x)}$		$Q_{Vi} \times 10^3$		Прим.
	\bar{K}	\bar{K}_{Vi}	по расчету	по замеру	по расчету	по замеру	
γ_1	146,0	126	0,880	2,170	5,852	9,690	
γ_{11}	157,5	129	2,30	2,350	6,316	9,830	
γ_{111}	195	195	-	$1,15 \cdot 10^{7xx/}$	61,6	56,5	

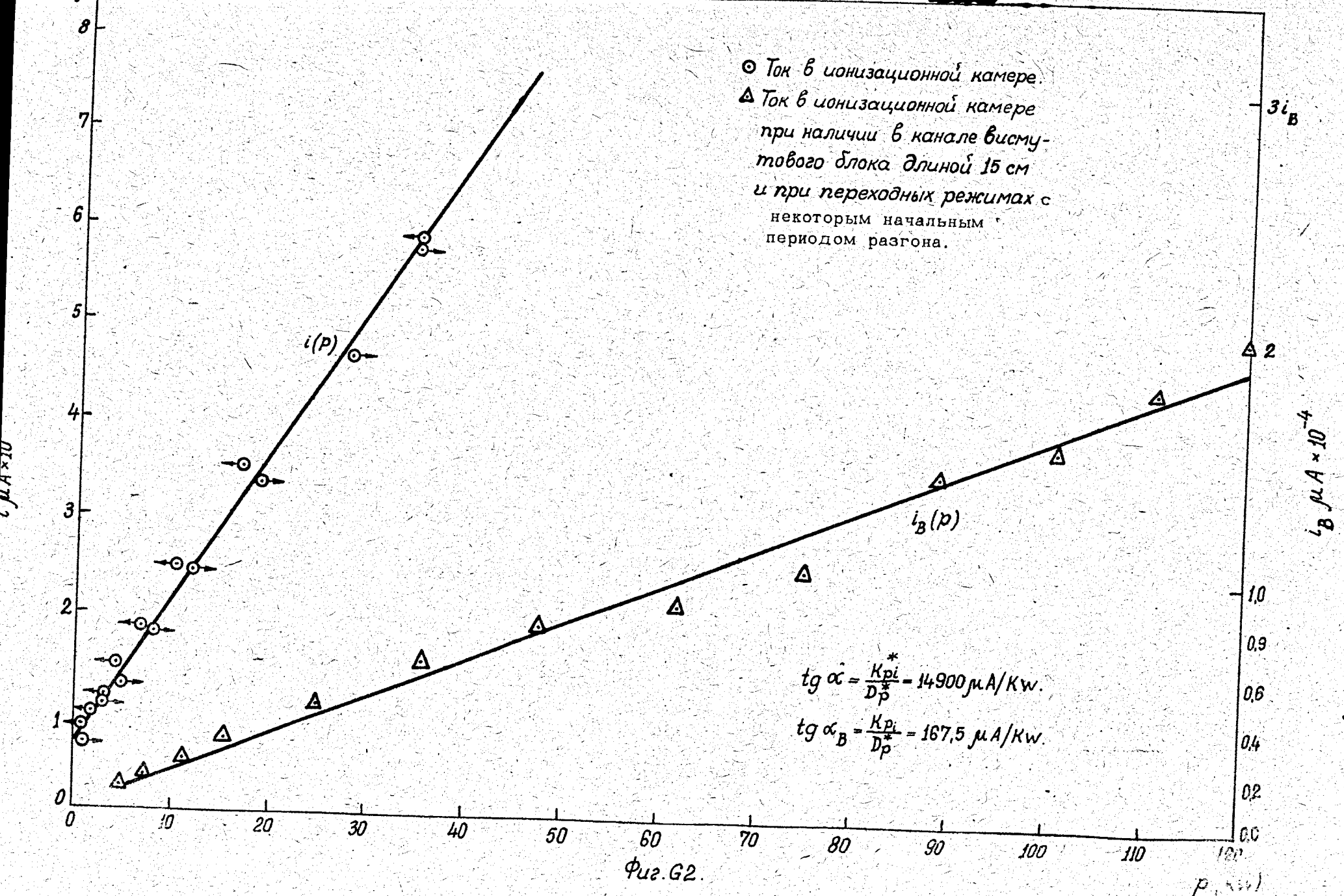
x/ Указанные значения представляют поток на выходе канала.

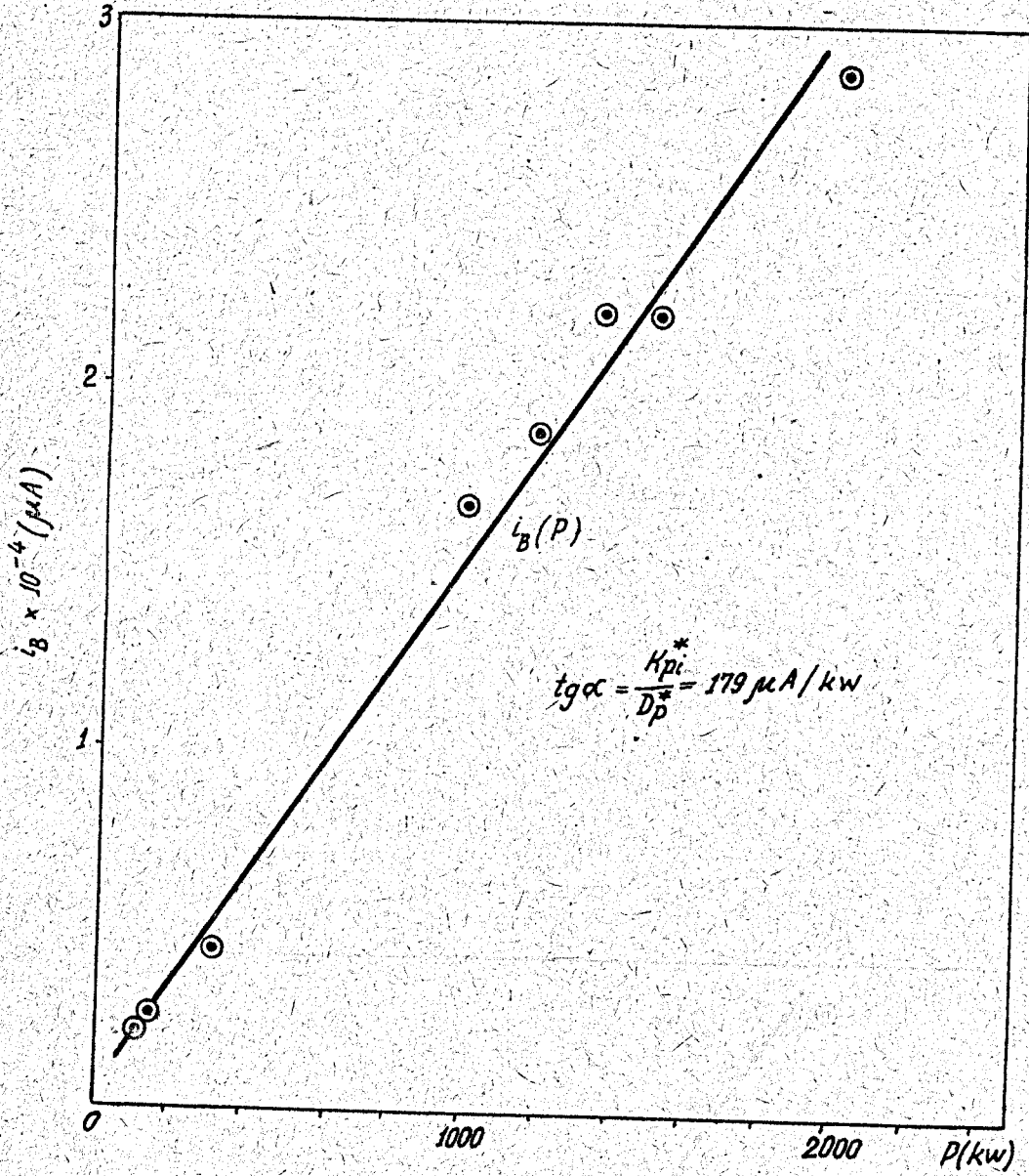
xx/ Указанное значение представляет поток γ -квантов на выходе канала спустя три дня после остановки реактора.



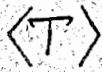
Фиг. G1.

Цилиндр, к которому была приведена активная зона реактора при расчете потока γ -лучей в точке P.





$\Phi_{uz. G3}$



Тепловые характеристики
активной зоны и первичного контура

1. Для реакторов типа ВВРС, гетерогенных и охлаждаемых водой, очень важно, чтобы температура на поверхности контакта тепловыделяющего элемента водой не превышала температуру кипения воды.

Кипение воды может привести к неустойчивой работе реактора.

Во избежание такого положения надо знать:

а/ в какой точке активной зоны /в каком состоянии/ температура наивысшая и каков коэффициент распределения температур;

б/ коэффициент теплопередачи от поверхности металла к воде $K_{та}$ в зависимости от расхода воды через первичный контур и от средней температуры воды в активной зоне;

в/ коэффициент теплопередачи в теплообменниках от первичного контура к вторичному.

2. Для определения тепловых параметров активной зоны и первичного контура производились две группы замеров:

замер температуры на поверхности одного тепловыделяющего стержня во время переходных процессов и определение коэффициента теплопередачи по наклону кривой $T_s = f(\rho)$;

замер температуры в двухразных точках на одном и том же тепловыделяющем элементе в стационарном состоянии при разных мощностях и расходах воды через активную зону.

3. Места расположения термопар для замера температуры на поверхности тепловыделяющих элементов выбирались в точках, термически напряженных, исходя из распределения потока тепловых нейтронов в активной зоне.

Расположение термопар дается на фиг. 51.

Термопары из меди-константана, достаточно малы, и их можно установить на алюминиевой оболочке тепловыделяющего элемента.

Выше места их установки они закреплялись алюминиевым кольцом шириною в ~ 20 мм.

Градуировка термопар производилась сначала в области температур от 0 до 120° С, а затем вторично после установки термопар на тепловыделяющем элементе.

Используя такую монтажную схему, в которой сравнивалась температура от термопары на тепловыделяющем элементе с температурой, установленной в термостате, в котором можно было создать разные температуры, достигли точности замера температур $\pm 0,2^{\circ}$ С.

Термопара T_{S_1} / фиг. S 1/ показывала правильно температуру на протяжении целого месяца, после чего ее извлекли из-за порчи в области активной зоны эмалированной и ниполоановой изоляции электропроводов от нее.

До этого показания термопары соответствовали начальной градуировке.

Термопары T_{S_2} и T_{S_3} , смонтированные на том же тепловыделяющем элементе /фиг. T1/, показывали температуру правильно только на протяжении трех дней. Из-за механических усилий при расходе воды через активную зону в $1000 \text{ м}^3/\text{час}$ укрепляющее защитное кольцо сошло с места и обе термопары начали показывать температуру в два раза меньше, чем температура начального градуирования.

4. Результаты нескольких измерений для нахождения точки с самой высокой температурой видны на фиг. T1, T2, T3.

Изменение положения регулирующего стержня PP2 ведет к изменению температур по длине тепловыделяющего элемента, самого близкого к центру активной зоны. У этого элемента и расход воды самый маленький /из-за конструктивной формы корзинки/.

Самая высокая температура получается в точке T_{S_3} , когда регулируемый стержень PP2 введен наполовину в активную зону /т.е. на 30 см./ . Это согласуется с выводами, полученными по замерам распределения потока тепловых нейтронов по высоте активной зоны.

Если сравнить разности температур на поверхности стержня и средней температуры воды в обеих точках в случаях, когда РР2 введен наполовину, со случаем, когда РР2 выведен из активной зоны, получаются значения, указанные в табл. Т1.

Относительно небольшое расхождение между отношениями указанных разностей температур и отношениями потоков тепловых нейтронов, появляется из-за того, что при замерах температур нельзя полностью вывести РР2 из активной зоны. При этом температуры при нахождении РР2 в верхнем, максимально возможном, положении выше температур, которые имели бы место при полном извлечении, а потому и указанные выше отношения температур меньше отношений потоков тепловых нейтронов в тех же местах.

5. Коэффициент теплопередачи от поверхности тепловыделяющего элемента к охлаждающей воде рассчитывался в стационарных режимах по формуле:

$$P = K_{sa}^M (T_s^m - T_a) = 1,16 Q_p (T_{oe} - T_{oi}),$$

где: P — тепловая мощность реактора, определенная тепловыми приборами / KW /,

Q_p — расход воды через активную зону / М³/час /,

T_{oi} — температура воды при входе в активную зону / °C /,

T_{oe} — температура воды на выходе из активной зоны / °C /,

T_s^m — температура на поверхности тепловыделяющего элемента в термически самой напряженной точке / °C /,

T_a — средняя температура воды в активной зоне / °C /,

K_{sa}^m — коэффициент теплопередачи от поверхности стержня к воде для средней мощности и термически самой напряженной точки / KW/°C /.

Имея в виду, что разность температур поверхности тепловыделяющего элемента и воды изменяется от элемента к элементу и по длине данного элемента и что эта разность зависит от распределения потока тепловых нейтронов и от распределения регулируемого расхода по разным корзинкам, можно переходить от максимального значения $T_s^m - T_a$ к среднему значению, учитывая коэффициенты неравномерности η_ϕ, η_a .

Замеренное распределение потоков и расчетное распределение расходов дают:

$$\eta_T = \eta_\phi \cdot \eta_a = 1,27,$$

Среднее значение коэффициента теплопередачи имеет вид

$$K_{sa} = \frac{K_{sa}^m}{\eta_T} = \frac{1,16 Q_p (T_{ae} - T_{ai})}{\eta_T (T_s^m - T_a)}$$

6. Т.к. изменение K_{sa} с расходом воды через активную зону и ее температурой не интересует нас, будем считать:

$$K_{sa} = hS,$$

где: S - площадь, через которую передается тепло $[M^2]$,
 h - коэффициент теплоотдачи $[KW/^\circ C M^2]$.

В турбулентном режиме $Re > 10^4$ и тогда

$$h = 0,0267 \frac{K}{D_e} Re^{0,8} P_2^{0,4} \quad KW/^\circ C M^2,$$

где: $Re = \frac{D_e Q F_e^{-1}}{\mu \gamma}$, $P_2 = \frac{c_p \mu}{K}$,

- Q - расход $[M^3/2ac]$,
- F_e - площадь расходного сечения $[M^2]$,
- D_e - наружный диаметр см,
- c_p - удельная теплоемкость,
- K - теплопроводность,
- μ - динамическая вязкость,
- γ - плотность воды.

Можно представить полный коэффициент теплопередачи в виде:

$$K_{sa} = A_1 A_2 (T_a) Q^{0,8}$$

где: A_1 зависит только от геометрии активной зоны

$$A_1 = 0,0267 D_e^{-0,2} F_e^{-0,8} S',$$

A_2 зависит только от средней температуры охлаждающей воды

$$A_2 (T_a) = \frac{K D_2^{0,4}}{M^{0,8}}.$$

Вид изменения K_S^M в зависимости от полного расхода через активную зону дан на фиг. Т5.

С отклонениями на $\pm 7\%$ изменение K_{S0}^M с расходом может быть представлено соотношением:

$$K_{S0}^M = 0,313 Q_p^{0,8} \text{ KW/}^\circ\text{C}.$$

Можно считать, что это значение соответствует средней температуре воды в 30°C .

Значение коэффициента A_1 изменяется только при изменении структуры активной зоны (добавление новых корзинок с тепловыделяющими элементами).

7. Максимальный коэффициент теплопередачи определялся и по изменению температуры на поверхности тепловыделяющего элемента в точке T_{S1} /фиг. S1/ с мощностью при переходных процессах с заданными разными начальными реактивностями δ_0 из определенного стационарного состояния.

Эти результаты даны на фиг. Т6 и они согласуются с полученными в стационарных режимах.

8. Полный средний коэффициент теплопередачи в активной зоне, который использовался при определении температурных коэффициентов реактивности, равен

$$K_{ma} = \frac{1}{\frac{1}{K_{ms}} + \frac{1}{2,7 K_{S0}^M}} = 39 \text{ KW/}^\circ\text{C} \quad \text{при } Q_p = 660 \frac{\text{M}^3}{\text{час}} \\ T_a \cong 30^\circ\text{C}.$$

где: K_{ms} - коэффициент теплопередачи через уран и алюминий к поверхности тепловыделяющего стержня, рассчитанный по тепловым характеристикам и геометрии стержня.

9. Коэффициент теплопередачи теплообменников, определялся в стационарных режимах с использованием показаний измерительных пультных приборов в первичном и вторичном контурах реактора.

Считалось, что режим стационарен, когда:

$$P = 1,16 Q_p \Delta T_p = 1,16 Q_2 \Delta T_2 \quad [KW],$$

где:

- ΔT_p - разность температур воды на выходе и на входе ее в реактор,
- ΔT_2 - то же по вторичному контуру между выходом и входом в теплообменники,
- Q_p и Q_2 - расходы воды через первичный и вторичный контуры [$M^3/час$].

Коэффициент теплопередачи был рассчитан по формуле :

$$K_{02} = \frac{P}{T_a - T_2},$$

где: T_a и T_2 - средние температуры в теплообменниках первичного и вторичного контуров. Имея в виду п.т.6, можем считать:

$$K_{02} = \frac{1}{A_0 + A_p(T_a)/Q_p^{0,8} + A_s(T_2)/Q_s^{0,8}}$$

Примерные значения A_0, A_p, A_s в области температур $15 \div 30^\circ C$ для нынешнего состояния теплообменников получаются из кривых Т7 и Т8.

С теми значениями, которые были определены в этой главе, можно считать распределение температур в любом режиме работы, если известна температура воды вторичного контура на входе в теплообменники.

Т а б л и ц а Т-1

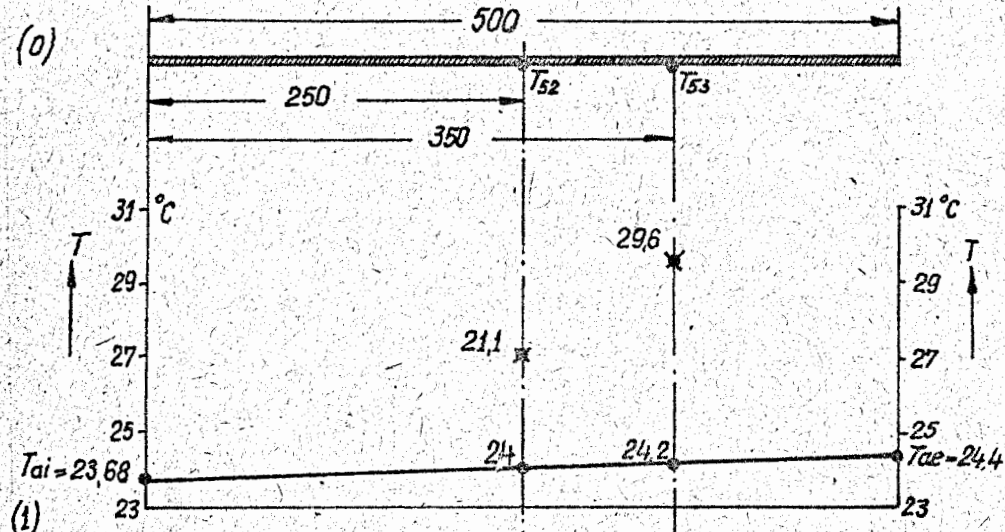
Коэффициенты Деформации	500кВт, 600 м ³ /час		500кВт, 400 м ³ /час		1000кВт, 878 м ³ /час		Сред- ние зна- чения для тем- пературы	Мак- си- малъ- ные зна- че- ния для по- тока
	T ₂	T ₃	T ₂	T ₃	T ₂	T ₃		
η_1	0,517	0,58	0,5	-	0,69	0,605	0,60	0,82
η_2	-	1,07	-	1,12	-	-	1,095	1,135

Разность температур стержня и воды при PP_2 , введенном полностью

$\eta_1 = \frac{\text{Разность температур стержня и воды при } PP_2, \text{ введенном на } 12,5 \text{ см}}{\text{Разность температур стержня и воды при } PP_2, \text{ введенном полностью}}$

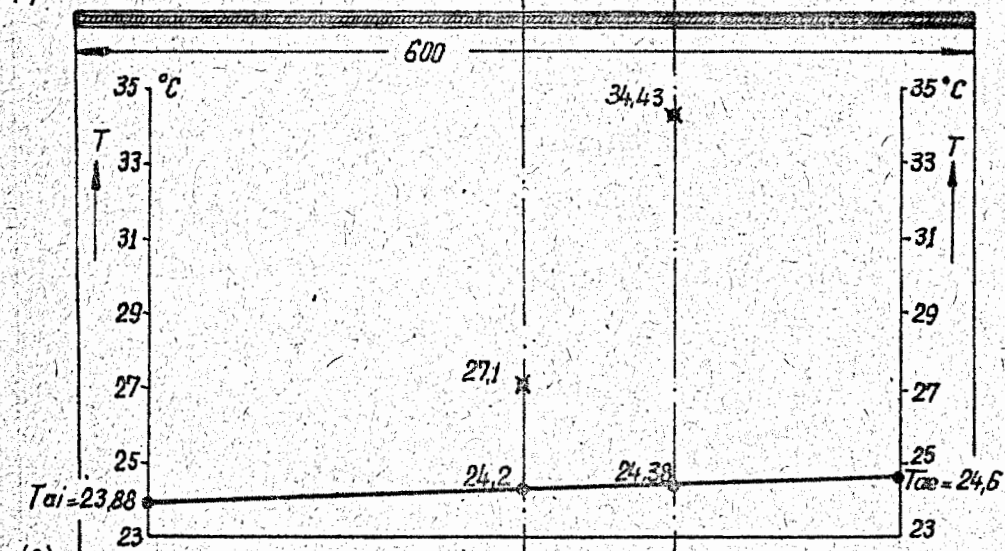
Разность температур стержня и воды при PP_2 , введенном на 30 см

$\eta_2 = \frac{\text{Разность температур стержня и воды при } PP_2, \text{ введенном на } 30 \text{ см}}{\text{Разность температур стержня и воды при } PP_2, \text{ введенном на } 12,5 \text{ см}}$

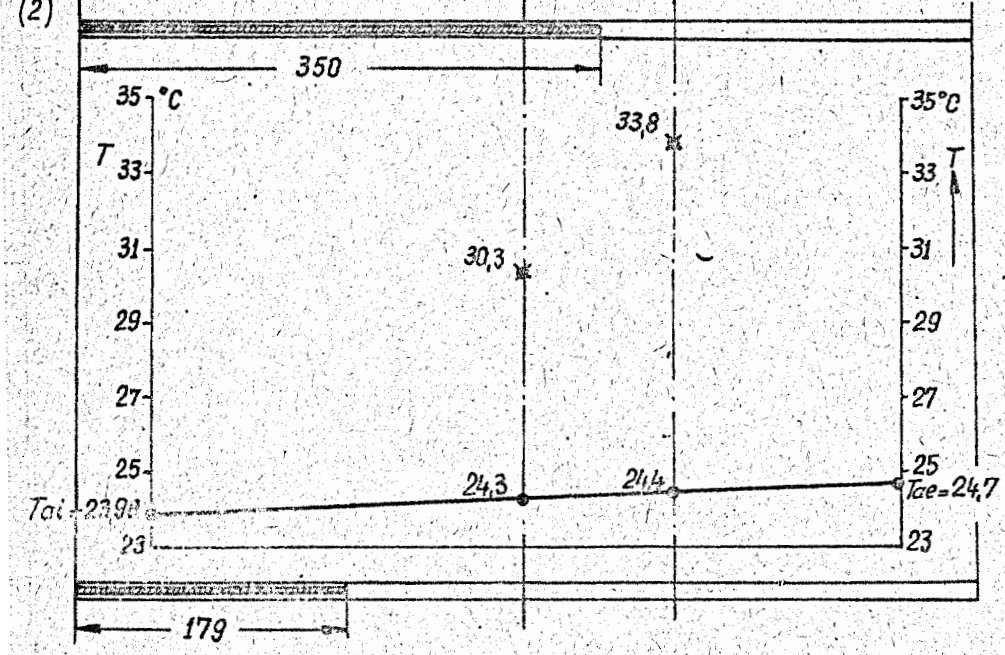


Активная часть т.в.э. с указанием мест установки термодпар T_{s2} и T_{s3} .

Центральный компенсирующий стержень РР2 введен в активную зону на 60 см.



Центр рег. стержень РР2 введен в акт.зону на 35 см.

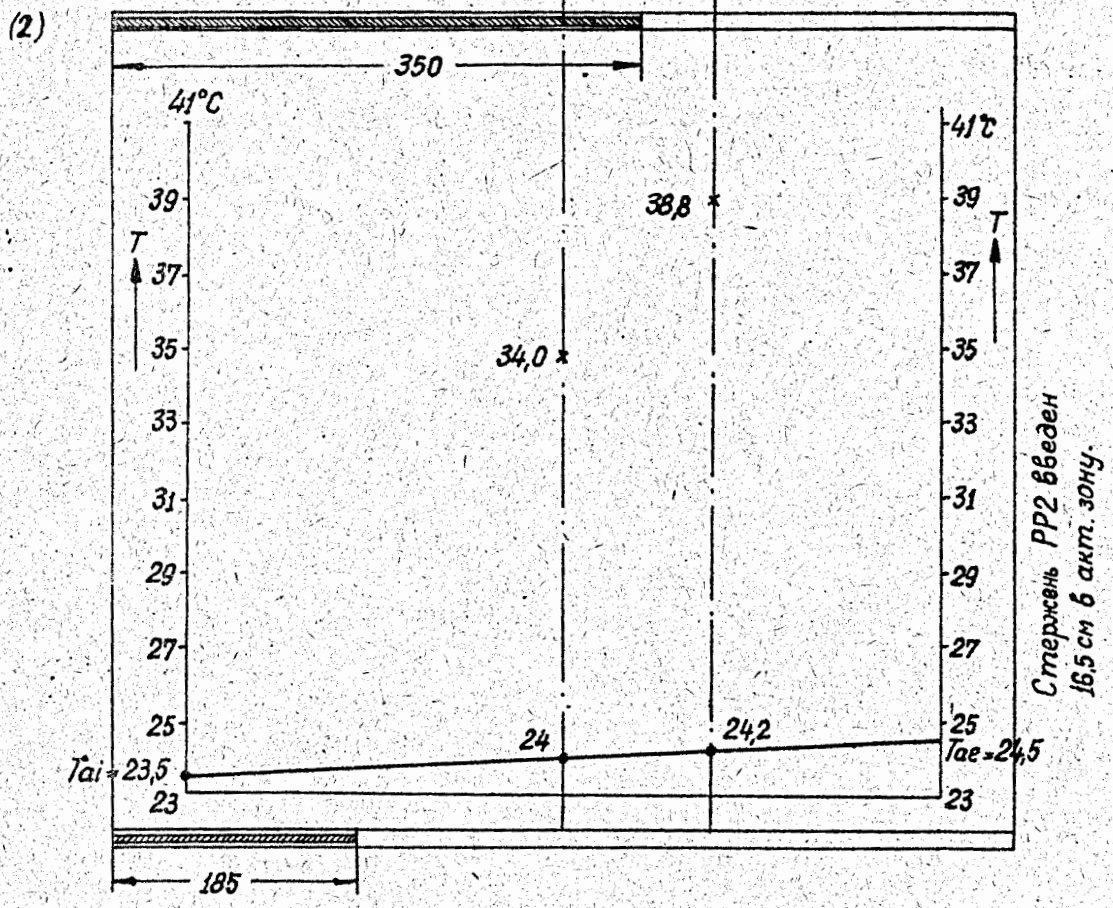
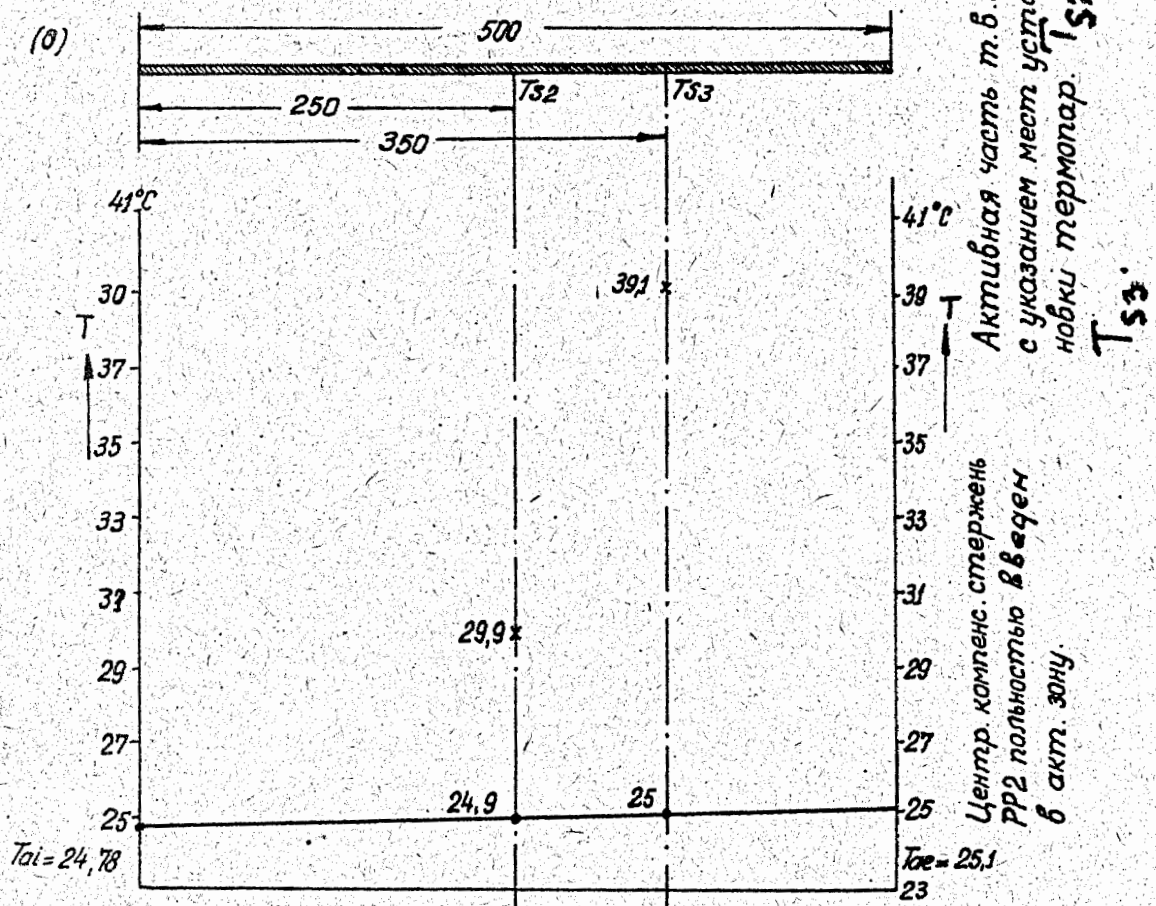


Центр рег. стержень полностью введен в акт. зону на 17,9 см.

Фиг. Т1.

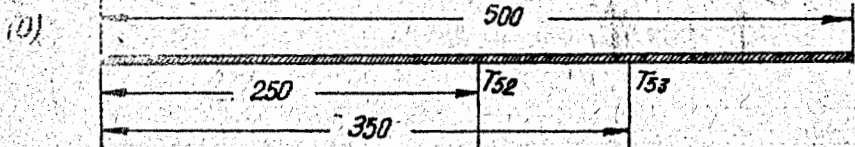
Ф и г. Т1.

Изменение температуры на поверхности центрального т.в.э. (в зависимости от положения) в активной зоне центрального регулирующего стержня уста-

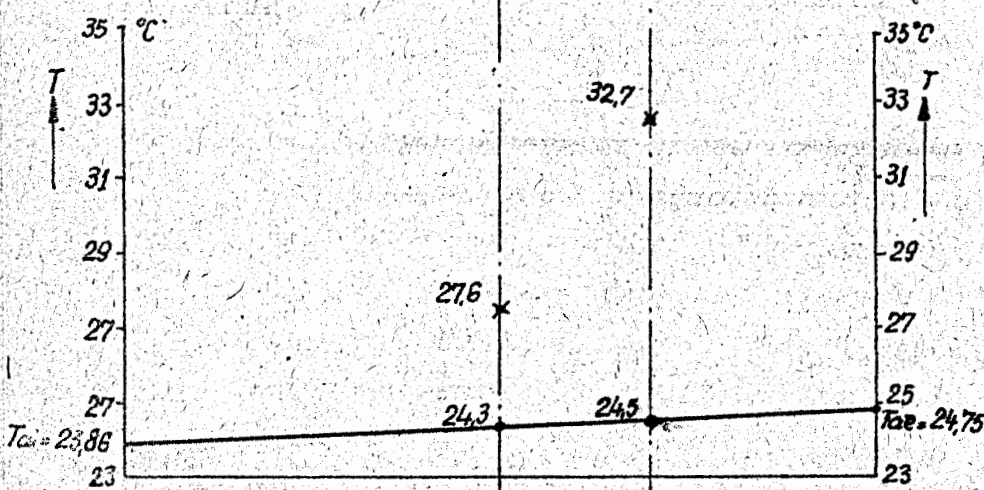


Ф и г. Т2.

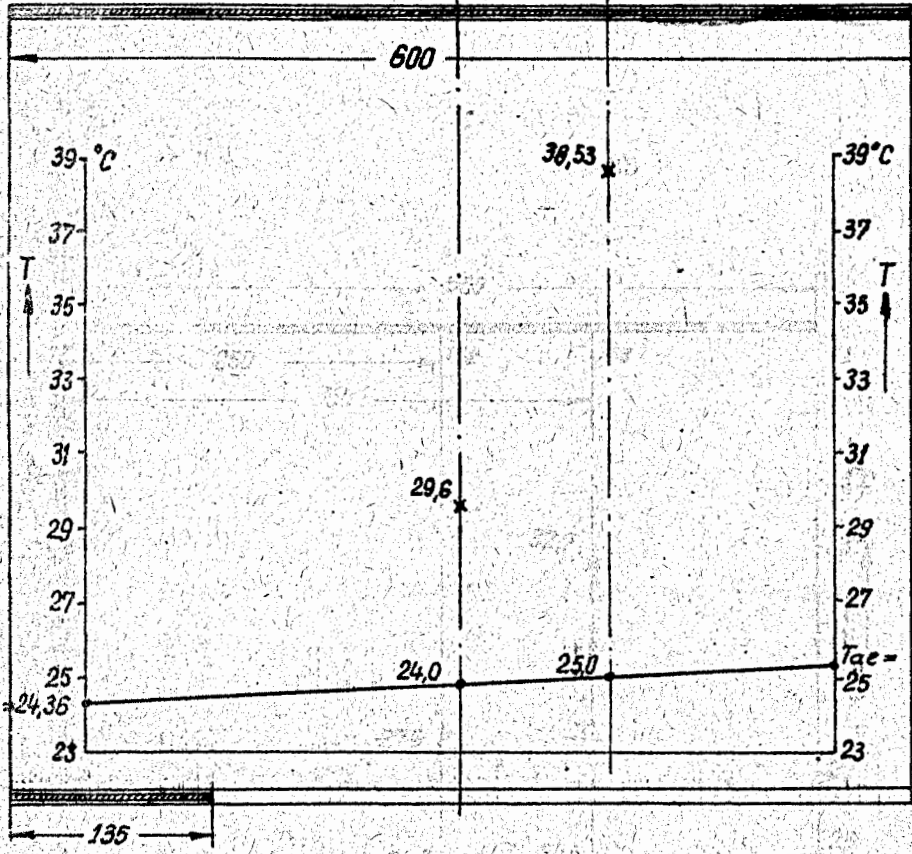
Изменение температуры на поверхности центрального т.в.э. в зависимости от положения в активной зоне центрального регулирующего стержня в установившемся тепловом режиме на P=500 и при расходе воды первичного контура Q = 100 м³/ч.



Активная часть т.в.э. с указанием мест установки термодар.



Центральный компенсирующий стержень РР2 полностью введен в активную зону.



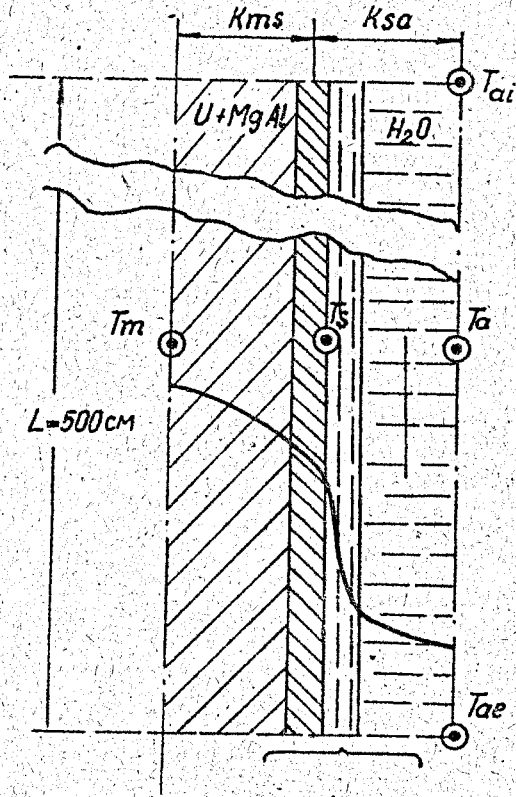
Активная часть т.в.э. с указанием мест установки термодар.

РР2 введен на 13,5 см. в акт.зону.

Фиг. ТЗ.

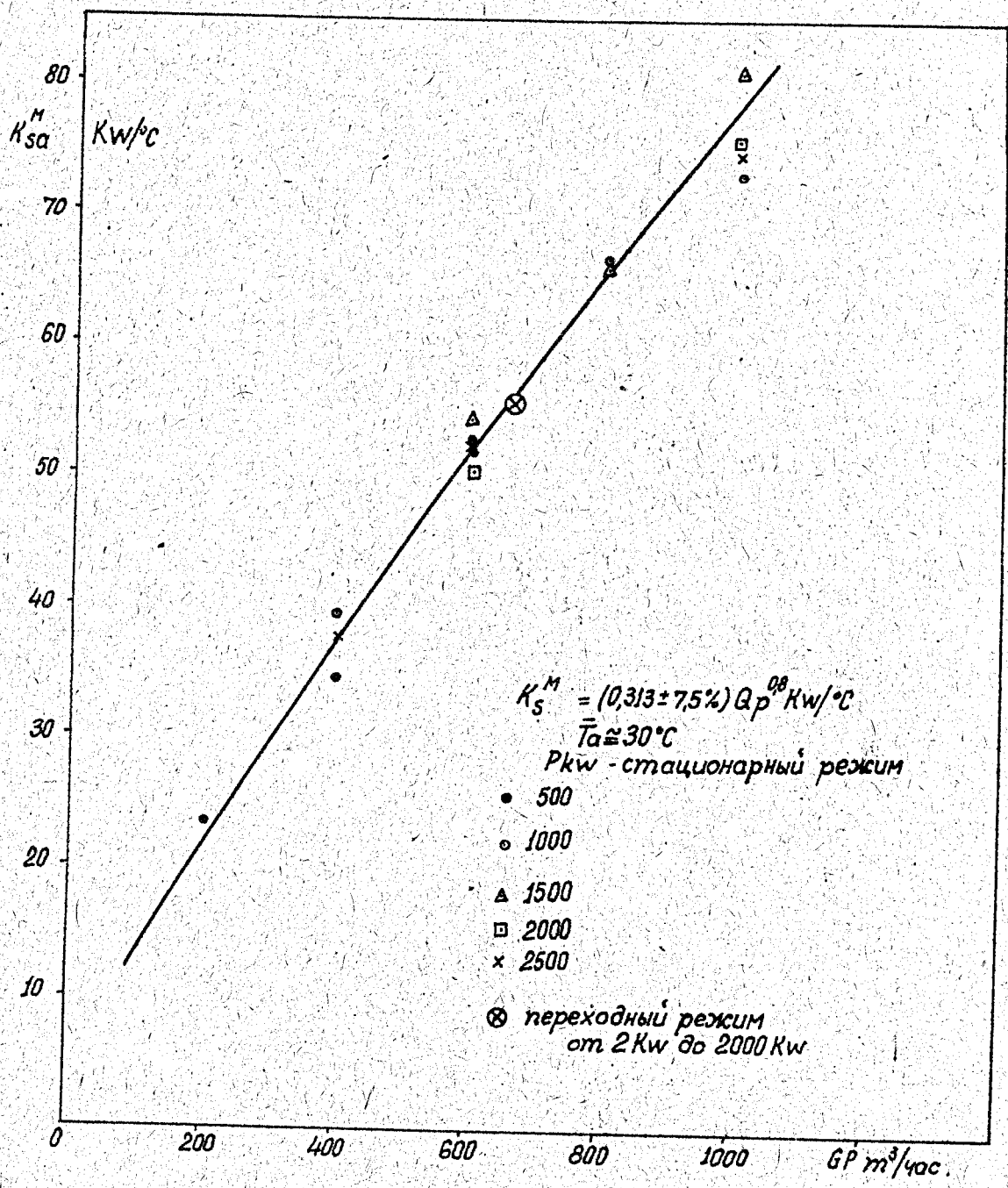
Изменение температуры на поверхности активной зоны центрального т.в.э. в зависимости от положения в активной зоне центрального регулирующего стержня РР2 в установившемся тепловом режиме на мощность 1000 Квт и при расходе в первичном контуре 978 м³/час.

Центральный компенсирующий стержень РР2 полностью введен в активную зону.



Фиг. Т4.

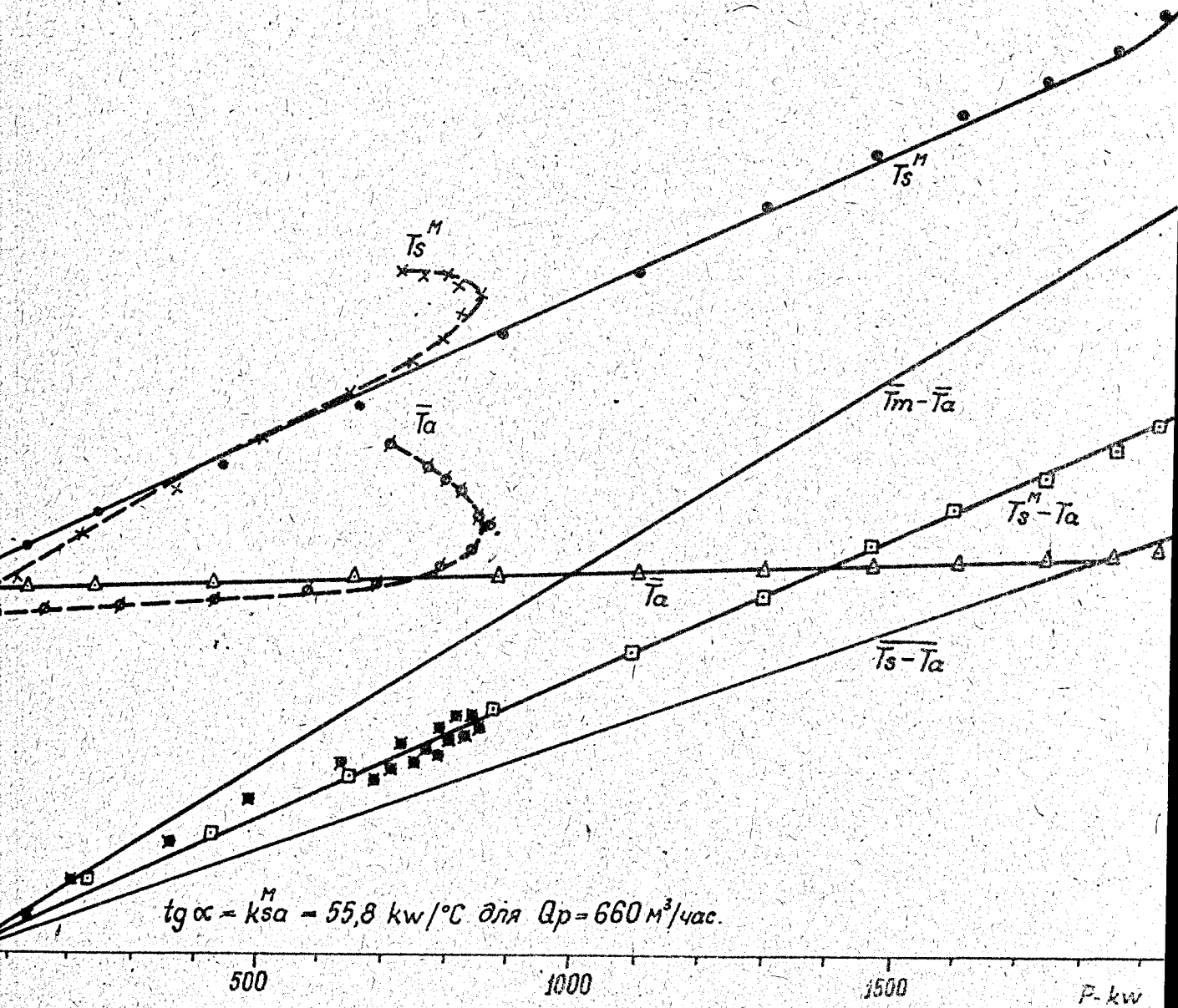
Геометрическая структура
т.в.э., температуры и коэффици-
циенты теплопередачи.



Фиг. Т.5.

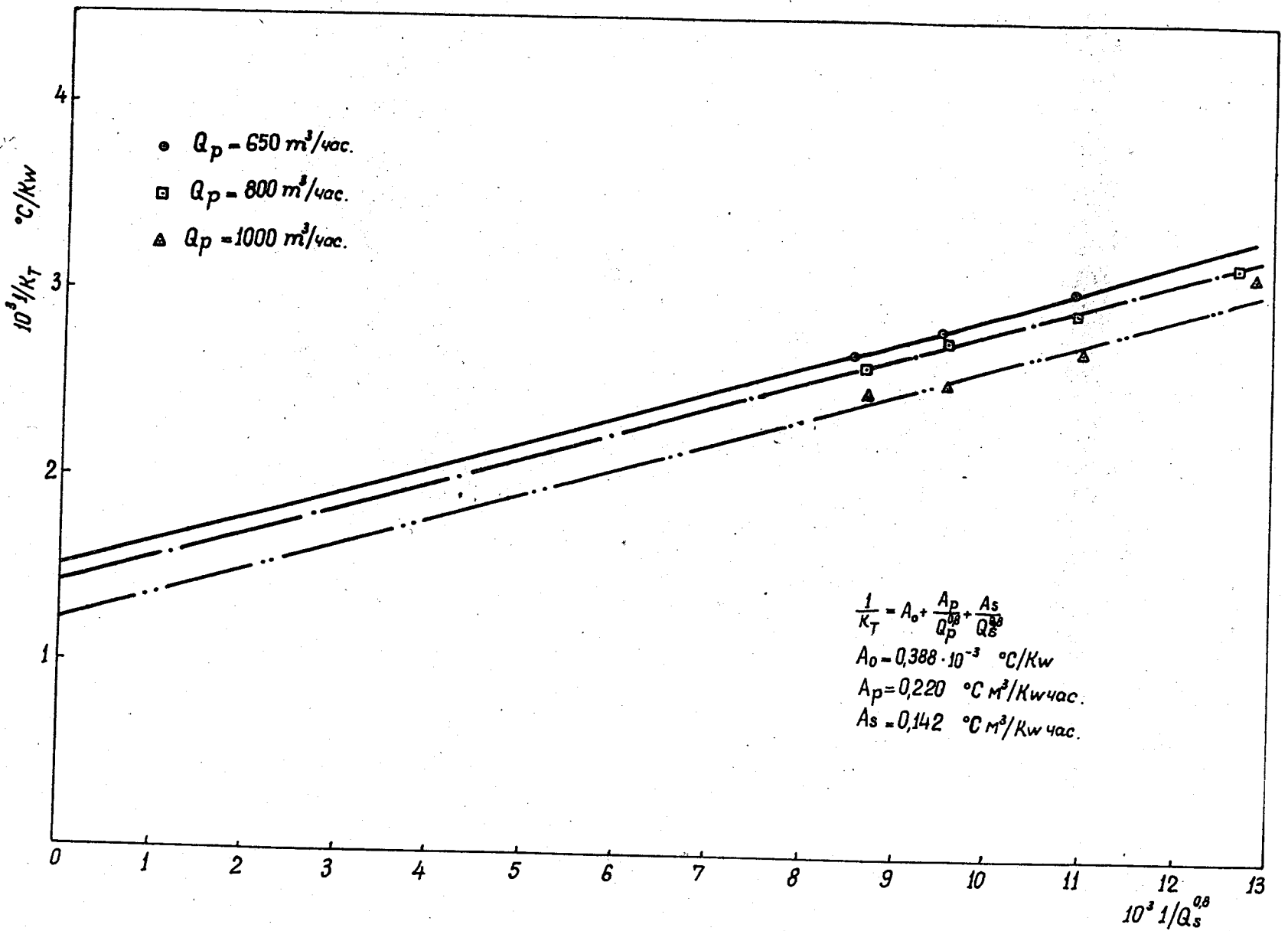
Изменение коэффициента теплопередачи от поверхности т.в.э. к воде для т.в.э. с самой высокой температурой.

- Δ \square для $\delta_0 = 20,8 \cdot 10^{-4}$ единиц реактивности
- х \ast \times для $\delta_0 = 10,8 \cdot 10^{-4}$ единиц реактивности

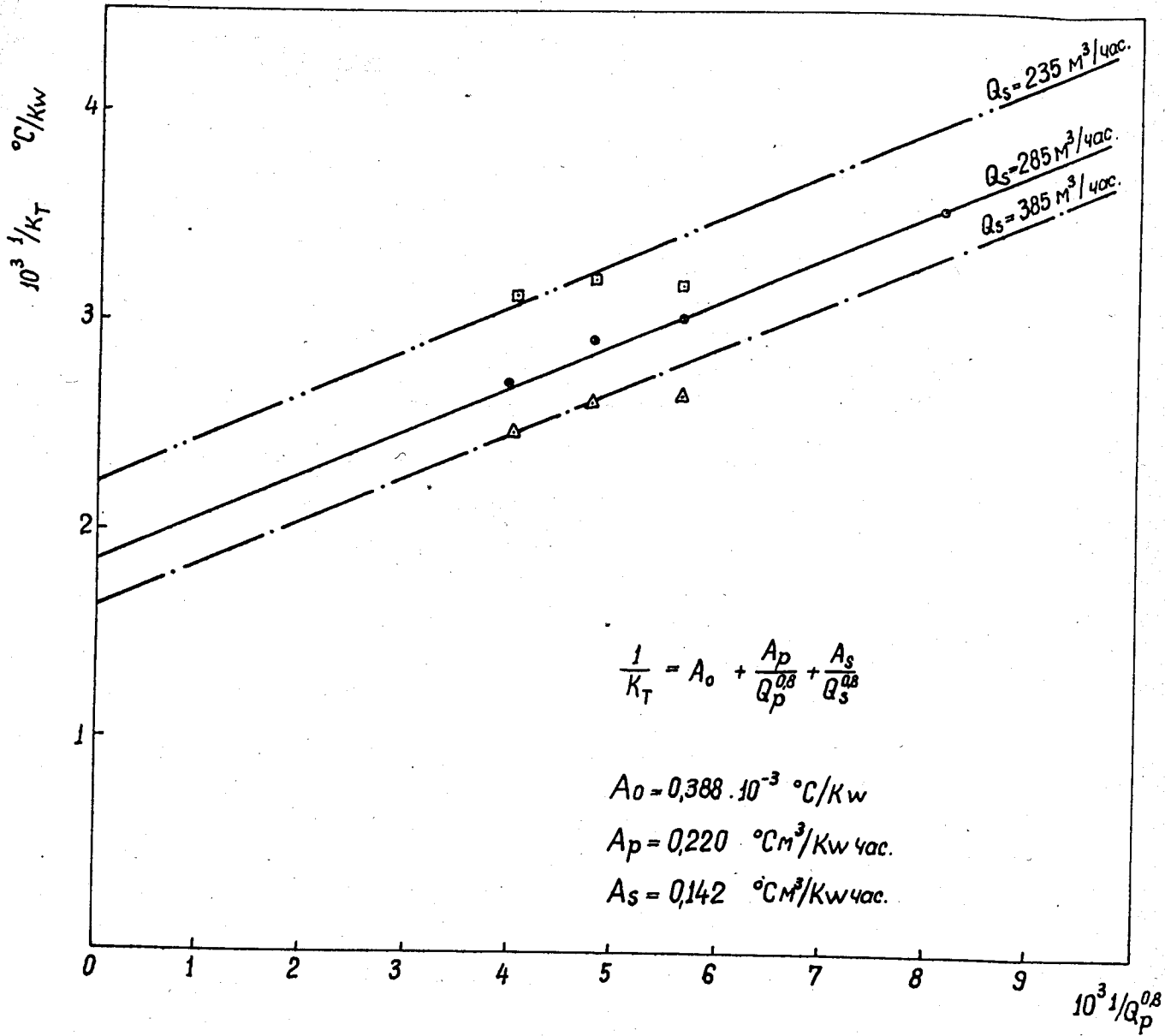


Фиг. 16.

Коэффициент теплопередачи, определенный
переходными режимами.



Физ.ТГ.



Фиг. Т8.

(D) Динамические характеристики реактора

1. Динамические характеристики реактора изучались по двум направлениям:

- а/влияние температуры на реактивность,
- б/влияние отравления ксеноном на реактивность.

2 Для определения этих характеристик необходимо с достаточной точностью замерять изменения реактивности.

Для этого использовали стальной стержень автоматического регулятора /АР/, который градуировался в единицах реактивности путем определения периода реактора при поднятии стержня на 5см в линейной части и расчета реактивности по формуле обратных часов.

На фиг. Д-1 дается кривая градуировки стержня АР при двух положениях ближайшего стержня РР-2.

На фиг. Д-2 даются кривые $\ln p = f(t)$, из которых определялся период реактора при извлечении АР на 5 линейных см при отравленном и неотравленном реакторе.

Констатируется, что больше влияет положение стержня РР-2, чем перераспределение потока из-за отравления.

Среднее полученное значение реактивности на 1 линейный см АР равно $1,18 \cdot 10^{-4}$. Максимальное отклонение — 6,35% от среднего значения и, следовательно, его надо учесть.

3. Правильнее различать два температурных коэффициента реактивности, которые для данного реактора могут быть определены опытным путем:

- статический температурный коэффициент реактивности,
- динамический температурный коэффициент реактивности.

4. Статический температурный коэффициент реактивности дается отрицательной реактивностью при повышении температуры активной зоны тогда, когда температуры топлива, замедлителя и охладителя равны между собой.

Он определяется при равномерном нагревании активной зоны из-за циркуляции охлаждающего агента.

На ВВР-С прогоняли воду через реактор тремя насосами при постоянной мощности реактора, равной 100 W . Рост температуры достаточно медленный, так что можно считать, что в каждый момент времени вода и металл активной зоны имеют одну и ту же температуру.

Реактор должен быть разотравленным. Изменение реактивности замерялось по положению стержня АР.

Изменение реактивности с температурой дается на фиг. Д-3. Наклон кривой представляет температурный коэффициент реактивности.

Приближенно считая, что статический температурный коэффициент реактивности α_{a+m} изменяется линейно с температурой, получаем:

$$-\alpha_{a+m} = (0,37T_0 - 5,56) \cdot 10^{-5} / ^\circ\text{C}.$$

Статический коэффициент по абсолютной величине растет с температурой воды и становится положительным при температурах ниже 15°C .

Лучшее приближение для статического температурного коэффициента — парабола.

5. Динамическим температурным коэффициентом является отрицательная реактивность, получающаяся при поднятии температуры тепловыделяющих стержней на один градус во время переходного режима, когда температура охлаждающей воды неравномерна в активной зоне. Его определяли при переходных режимах от известного положительного скачка реактивности, регистрируя изменение мощности во времени.

По кривой P/τ / получают в интервалах времени Δt периоды изменения мощности реактора. По периодам определяют реактивность по формуле обратных часов, учитывая тот факт, что в начале каждого интервала времени запаздывающие нейтроны не находятся в равновесии с данной мощностью. Получают, таким образом, реактивность в зависимости от времени. Зная среднюю температуру воды в каждом элементарном интервале времени, делают поправку реактивности от изменения температуры воды.

Эта поправка мала, т.к. температура воды изменяется очень мало за время переходного процесса из-за большого объема воды в первичном контуре.

В то же время замеряется температура на поверхности тепловыделяющего элемента в точке, термически самой напряженной.

Благодаря малой тепловой емкости топлива активной зоны можно считать, что с точки зрения распределения температур в тепловыделяющих стержнях осуществленные переходные режимы являются квази-стационарными. Можно получить среднее значение температуры в металле активной зоны таким образом:

$$\bar{T}_m(t) = \frac{T_s^M(t)}{2\tau} + \frac{P(t)}{K_{ms}}$$

Экспериментальное оправдание этих утверждений ясно вытекает из диаграммы T_6 и расчетов, данных в гл. R.

Кривая изменения реактивности ρ_m в зависимости от средней температуры металла дана на фиг. Д-4. Наклон этой кривой и дает динамический температурный коэффициент реактивности, представленный на фиг. Д-4В.

Прямая, которая аппроксимирует изменение динамического температурного коэффициента реактивности d_m со средней температурой металла:

$$-d_m = (5,65 - 0,04T) \cdot 10^{-5} / ^\circ\text{C}.$$

Полученные значения λ_{im} были проверены определением среднего его значения для разных интервалов температур прямым замером реактивности в начале и в конце скачка мощности.

Полученные этим способом значения очень хорошо согласуются с вышеуказанными и представлены на фиг. Д-4(В). Другая проверка дана в гл. Р.

5. Разность между этими двумя коэффициентами дает температурный коэффициент реактивности воды, если считать, что она имеет одну и ту же температуру во всей активной зоне:

$$-da = (-da+m) - (-\lambda_{im}).$$

6. Кривая отравления реактора ксеноном снята при пуске реактора на мощности 2000 kW / фиг. Д-5/.

При мощности 2000 kW отравление насыщения дает отрицательную реактивность, равную 233 линейным см AP, т.е. $2,52 \cdot 10^{-2}$ единицам реактивности.

Максимум отравления после остановки реактора в насыщенном состоянии равен 300 линейным см AP, т.е. $3,30 \cdot 10^{-2}$ единицам реактивности.

Время, через которое достигается максимум, равно 6ч,30мин.

Так как можно аппроксимировать активную зону реактора ВВР-С гомогенной смесью топлива и воды, у которой все четыре сомножителя определяются из структуры элементарной ячейки, то можно вести расчет отравления, используя выводы теории гомогенных реакторов и теории возмущений. Ниже приведенные простые формулы дают удовлетворительные результаты по сравнению с опытными значениями:

реактивность от отравления при насыщении:

$$-\rho_{xe} = \frac{\delta_i + \gamma_{xe}}{\lambda_{xe} + \beta_{xe} \bar{\Phi}_{th}} \cdot \frac{f_0 \lambda_0 \beta_{xe} \bar{\Phi}_{th}}{\lambda_i}$$

максимум отравления после остановки реактора в насыщенном состоянии:

$$-\rho_{xe}^{max} = \rho_{xe} e^{-\lambda_{xe} t_{max}} \left[1 + \frac{\bar{\Phi}_{th} \beta_{xe}}{\lambda_i} \right]$$

время достижения максимума после остановки реактора:

$$t_{max} = \frac{1}{\lambda_{xe} - \lambda_i} \ln \frac{(\bar{\Phi}_{th} \beta_{xe} + \lambda_i) / \lambda_{xe}}{(\bar{\Phi}_{th} \beta_{xe} + \lambda_{xe}) \lambda_i}$$

Полученные расчетным путем значения для мощности 2000кВт и 3000кВт сравниваются с экспериментальными данными в таблице Д-1.

Приняты следующие значения постоянных:

- $\gamma_i = 0,56 \cdot 10^{-2}$ - выход на одно деление йода 135,
- $\gamma_{xe} = 0,03 \cdot 10^{-2}$ - выход на одно деление ксенона 135,
- $\lambda_{xe} = 2,1 \cdot 10^{-5} / \text{сек}$ - постоянная распада ксенона 135,
- $\lambda_i = 2,9 \cdot 10^{-5} / \text{сек}$ - постоянная распада йода 135,
- $\sigma_{xe} = 3,5 \cdot 10^6 \text{ барн}$ - сечение поглощения тепловых нейтронов ксеноном 135,
- $f_0 = 0,82$ - коэффициент использования тепловых нейтронов в начале кампании,
- $h_0 = 2$ - число быстрых нейтронов на один нейтрон, поглощенный топливом в начале кампании,
- $\nu = 2,5$ - число быстрых нейтронов на одно деление,
- $\bar{\Phi}_{th} = 10^{13} \text{ н/см}^2 \text{ сек}$ - средний поток тепловых нейтронов.

Расчет велся для начала кампании, т.е. когда снималась характеристика отравления. Для того времени 1 линейный см АР равнялся $1,08 \cdot 10^{-4}$ единицам реактивности.

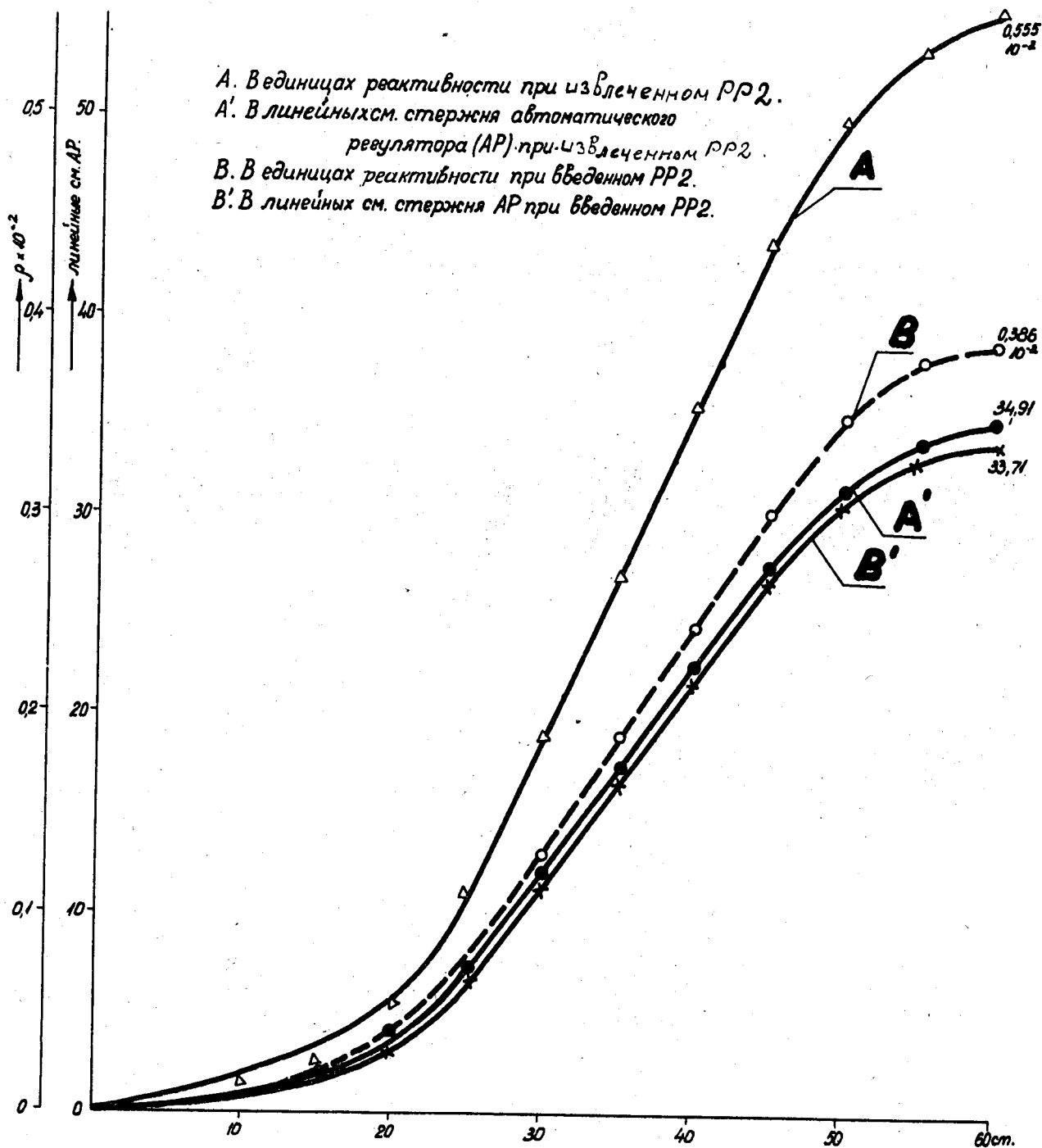
Т а б л и ц а Д-1

Отравление реактора Хе

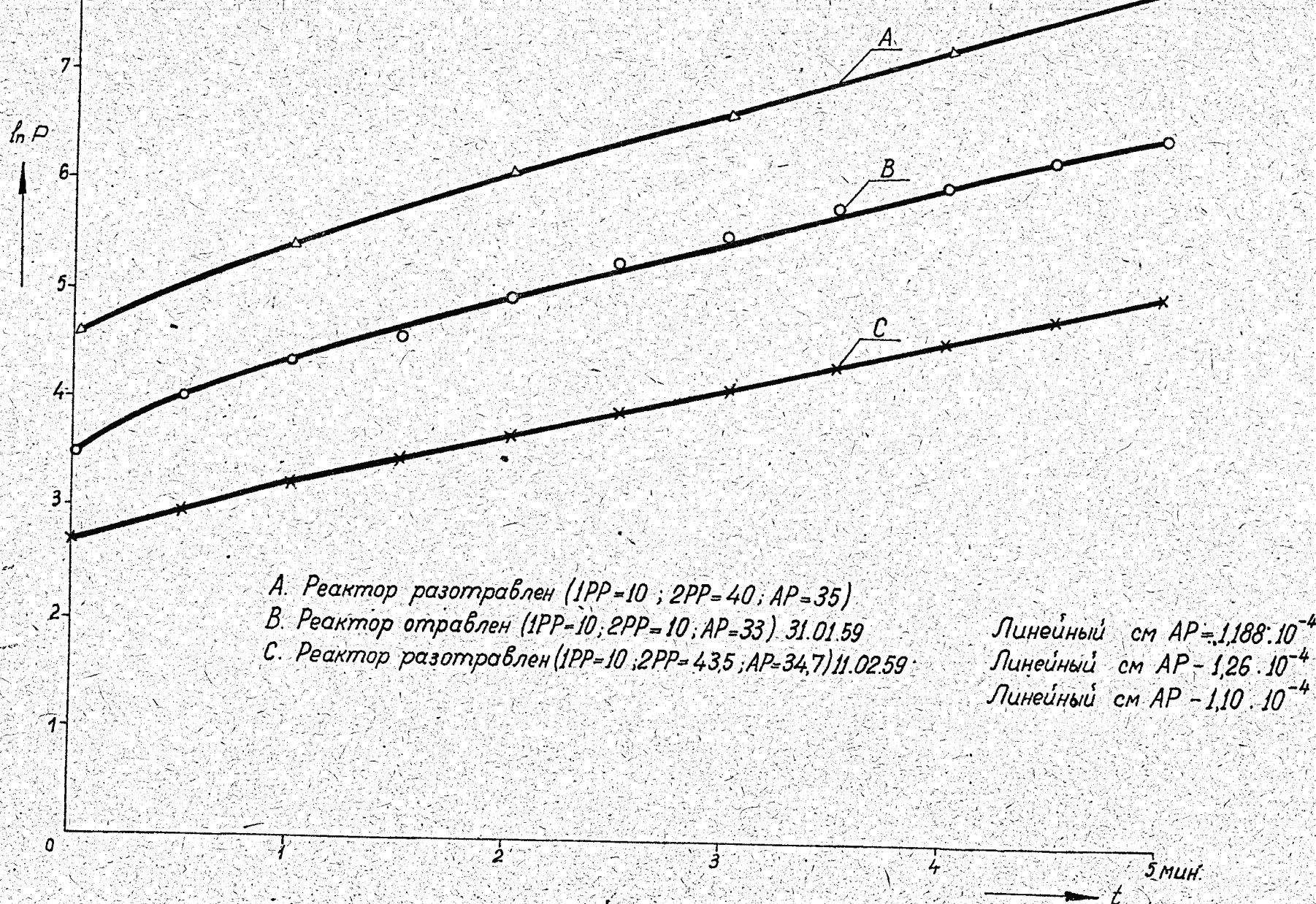
Способ получения результатов	Отравление при насыщении	Максимум отравления	Время достижения максимума
Расчет для 2000 КВ	224 лин.см. АР = $2,42 \cdot 10^{-2}$	306 лин.см. АР = $3,30 \cdot 10^{-2}$	6 час. 33 мин. ^{х/}
Расчет для 3000 КВ	$2,77 \cdot 10^{-2}$	$4,35 \cdot 10^{-2}$	7 час. 39 мин.
Опытные данные при 2000 КВ	233 лин.см. АР	306 лин.см. АР	6 час. 30 мин.

^{х/} При снятии характеристики отравления 1 лин.см АР = $1,08 \cdot 10^{-4}$ ед реактивности.

А. В единицах реактивности при извлеченном РР2.
 А'. В линейных см. стержня автоматического
 регулятора (АР) при извлеченном РР2.
 В. В единицах реактивности при введенном РР2.
 В'. В линейных см. стержня АР при введенном РР2.

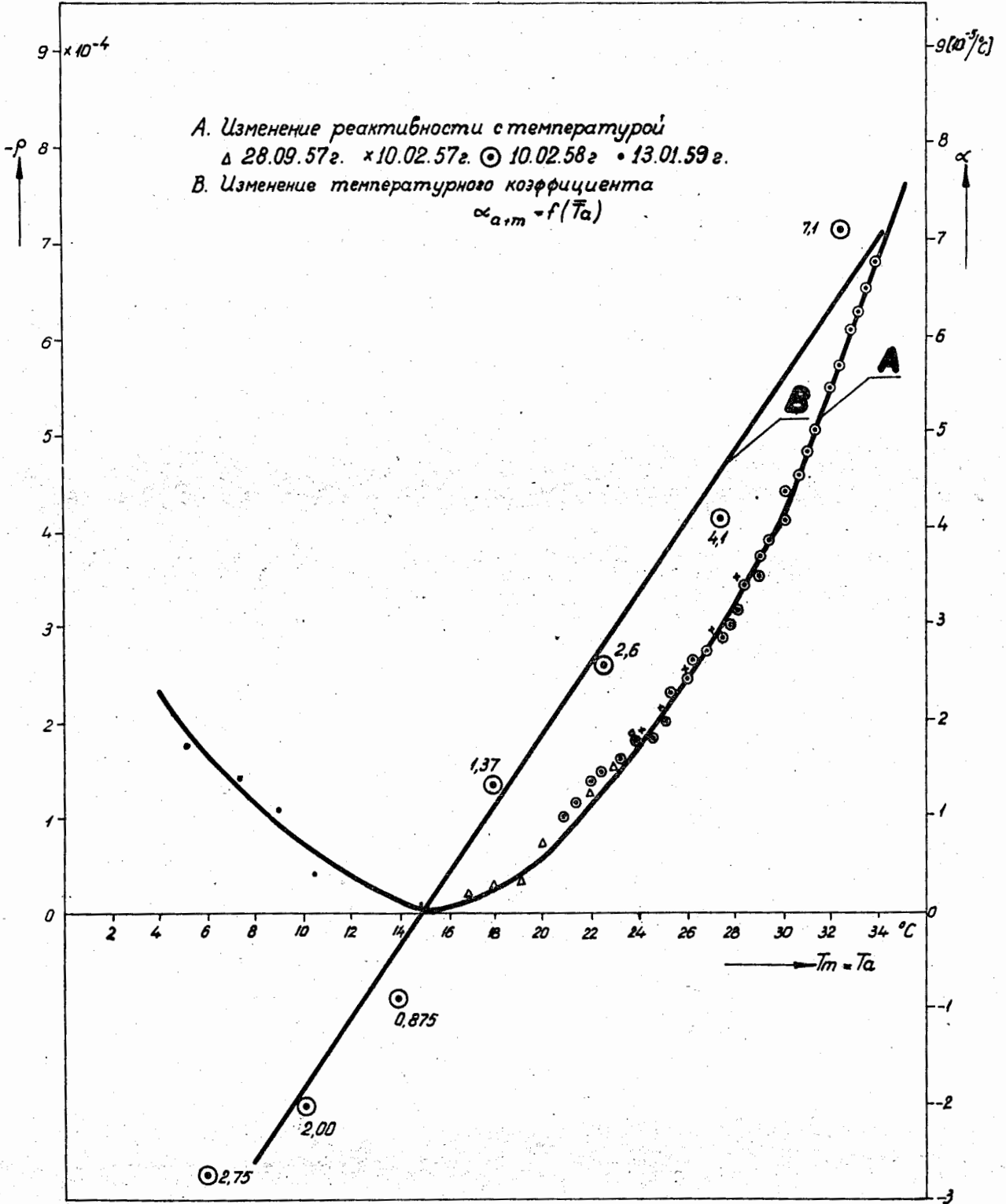


Фиг. Д1.
 Градуировка стержня автоматического
 регулятора (АР).



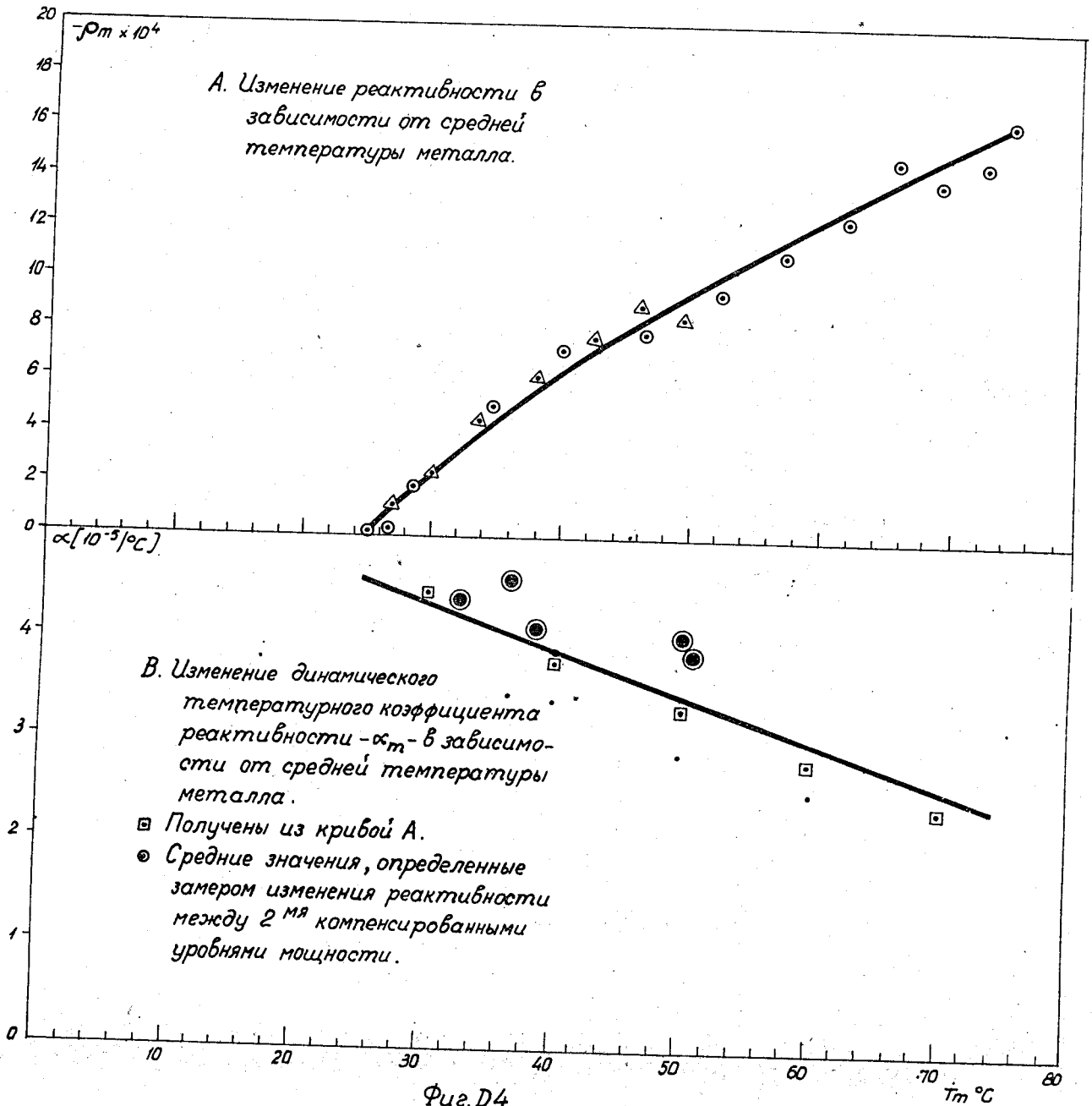
Фиг. D2

Изменение мощности при поднятии стержня AP на 5 см. линейных.



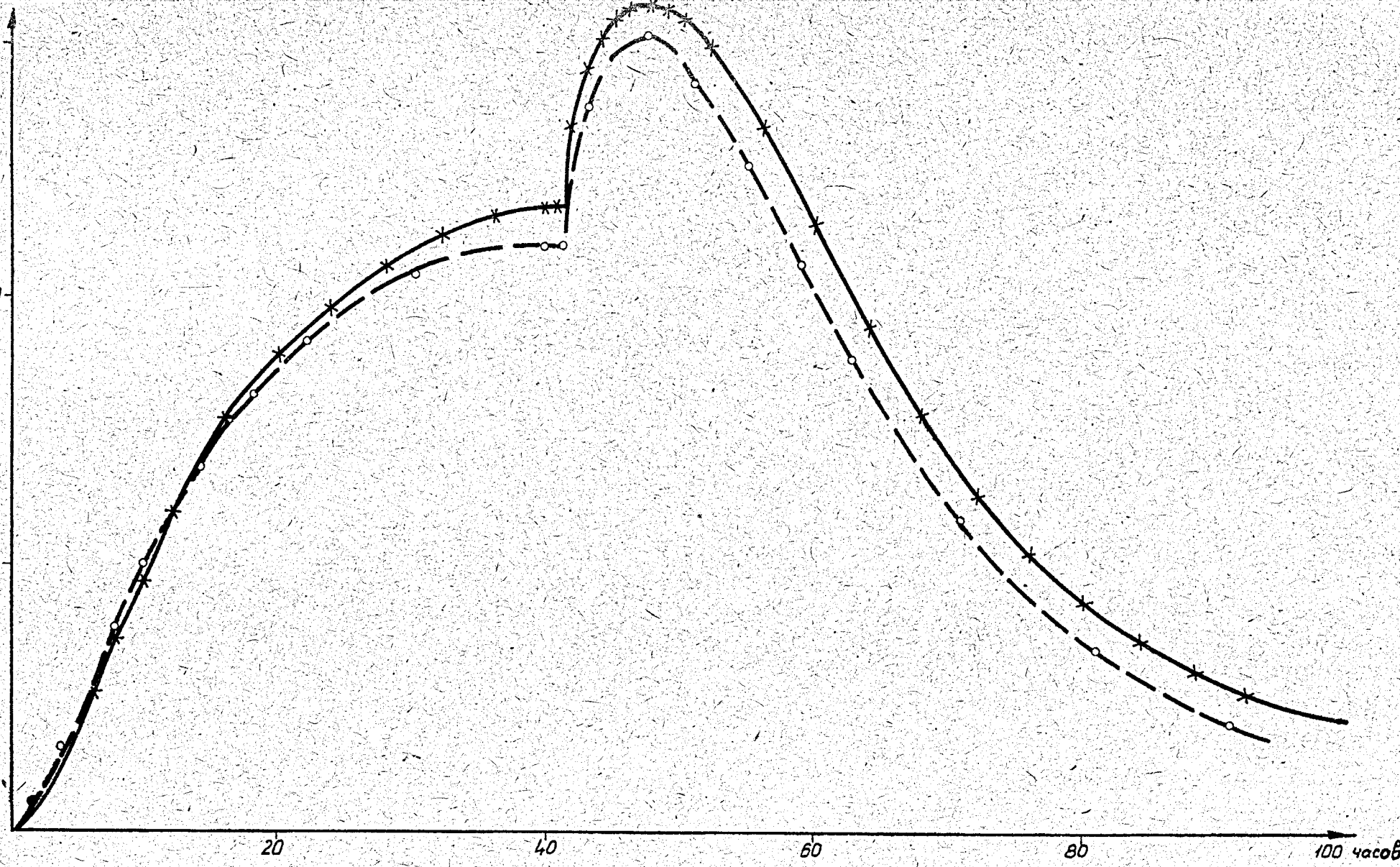
Фиг. D3.

Статический температурный коэффициент реактивности.



Фиг. D4.

Динамический температурный коэффициент реактивности.



Фиг. D.5.

КРИВАЯ ОТРАВЛЕНИЯ РЕАКТОРА КСЕНОНОМ
x опытная 13.08.57г - 17.08.57г.
o расчетная.

(R) Поведение реактора в разных режимах работы

Динамическая и статическая устойчивость

1. Для изучения поведения реактора в стационарных режимах будем пользоваться упрощенной схемой реактора и контуров охлаждения, которая дает все-таки удовлетворительные результаты.

Будем учитывать, что оба температурных коэффициента реактивности и $\lambda_{m i d a}$ изменяются с температурой. Учет этого факта более важен для правильного описания поведения реактора ВВР-С в качающихся и переходных режимах, чем использование более сложной эквивалентной схемы /впрочем, будет видно, что благодаря большей теплоемкости воды первичного контура по сравнению с теплоемкостью металла активной зоны, для больших коэффициентов теплопередачи $K_{a z}$ можно считать постоянной среднюю температуру воды/.

На фиг. R-1 дана эквивалентная схема и используемые обозначения.

2. Если пользоваться эквивалентной схемой из фиг. R-18, динамические уравнения реактора и первичного контура будут:

$$\frac{d\rho}{dt} = \frac{\rho - \beta}{\ell} \rho + \sum_i \lambda_i C_i \quad /1/$$

$$\frac{dC_i}{dt} = -\lambda_i C_i + \frac{\beta_i}{\ell} \rho \quad /2-7/$$

$$C_m \frac{dT_m}{dt} = \rho - K_{ma} (T_m - T_a) \quad /8/$$

$$C_a \frac{dT_a}{dt} = K_{ma} (T_m - T_a) - K_{az} (T_a - T_2) \quad /9/$$

$$\rho = \delta - \int_0^{T_m} d_m(T_m) dT_m - \int_0^{T_a} d_a(T_a) dT_a \quad /10/$$

$$d_m(T_m) = a_m - b_m T_m \quad /11/$$

$$\Delta a(T_a) = \beta_a T_a - \alpha_a.$$

/12/

Поток заменен мощностью в KW , концентрация запаздывающих нейтронов C_i также приведена к мощности. Полная реактивность в определенный момент $t - \rho(t)$ состоит из реактивности $\delta(t)$, зависящей от положения регулирующих стержней, и из реактивности, зависящей от средней температуры металла T_m и воды T_a .

Коэффициенты уравнений /8/ и /9/ получены в гл.Т, а коэффициенты уравнений /11/ и /12/ в гл. Д.

Видно, что полную реактивность $\rho(t)$ можно представить в виде:

$$\rho = \delta - \alpha_m T_m + \frac{\beta_m}{2} T_m^2 + \alpha_a T_a - \frac{\beta_a}{2} T_a^2.$$

Будем считать, что температура T_a воды во вторичном контуре постоянна.

3. В стационарных режимах имеем:

$$\frac{d\rho}{dt} = \frac{dC_i}{dt} = \frac{dT_m}{dt} = \frac{dT_a}{dt} = 0$$

и система дифференциальных уравнений переходит в систему алгебраических уравнений, в которой число неизвестных на единицу больше числа уравнений:

$$0 = \frac{\rho^0 - \beta}{\ell} \rho^0 + \sum_i \lambda_i C_i^0$$

/11/

$$0 = -\lambda_i C_i^0 + \frac{\beta_i}{\ell} \rho^0$$

/12-7/

$$0 = \rho^0 - K_{ma}(T_m^0 - T_a^0)$$

/18/

$$0 = K_{ma}(T_m^{\circ} - T_a^{\circ}) - K_{az}(T_a^{\circ} - T_2^{\circ}).$$

191

Из уравнений /1-7/ получается, что если $P^{\circ} \neq 0$, то $\rho^{\circ} = 0$ и, следовательно:

$$0 = \delta^{\circ} - a_m T_m^{\circ} + \frac{b_m}{2} (T_m^{\circ})^2 + a_a T_a^{\circ} - \frac{b_a}{2} (T_a^{\circ})^2.$$

Для каждого определенного значения P° существуют твердые определенные значения для δ° , T_m° , T_a° , C_i° , а именно:

$$P^{\circ} = K_{ma}(T_m^{\circ} - T_a^{\circ}) = K_{az}(T_a^{\circ} - T_2^{\circ}) = \frac{\lambda_i C_i^{\circ}}{\beta_i} \ell.$$

Если ввести коэффициент теплопередачи от поверхности стержня /в точке с самой высокой температурой/ к воде, то,

$$P^{\circ} = K_{ms} \left(T_m^{\circ} - \frac{T_s^{OM}}{h_T} \right) = K_{sa}^M (T_s^{OM} - T_a^{\circ}) = K_{az}(T_a^{\circ} - T_2^{\circ}).$$

Из этой системы уравнений определим значения температур в стационарном режиме:

$$T_a^{\circ} = T_2 + \frac{P^{\circ}}{K_{az}}$$

$$T_s^{OM} = T_2 + \frac{P^{\circ}}{K_{az}} + \frac{P^{\circ}}{K_{sa}^M}$$

Нас особенно интересует температура T_s^{OM} на поверхности тепловыделяющего элемента в точке с самой высокой температурой, так как она не должна превышать температуру кипения воды / $100^{\circ}C$ /.

Если заменить K_{sa}^M и K_{az} их значениями /гл. Т / в зависимости от расходов охлаждающей воды через первичный и вторичный контуры, то максимальная температура на поверхности тепловыделяющих элементов будет определяться

температурой охлаждающей воды во вторичном контуре на входе в теплообменники, расходами и мощностью:

$$T_s^{OM} = T_{zi} + \frac{1}{2} \frac{P^0}{1,16 Q_s} + P_0 \left[A_{z0} + \frac{A_p + A_{zp}}{Q_p^{0,8}} + \frac{A_{zs}}{Q_s^{0,8}} \right].$$

Максимальная мощность работы реактора определяется максимальной температурой на поверхности тепловыделяющих стержней - 90°C . В таком случае мощность зависит только от T_{zi} и от расходов Q_p и Q_s

$$P^{OM} = \frac{90 - T_{zi}}{A_{z0} + \frac{A_p + A_{zp}}{Q_p^{0,8}} + \frac{A_{zs}}{Q_s^{0,8}} + \frac{1}{2,32 Q_s}}$$

Значение максимальной мощности в зависимости от температуры воды на входе в активную зону реактора в тех же условиях:

$$P^{OM} = K_{sa}^M (90 - T_a^0).$$

Изменение максимальной мощности с температурой T_a^0 дается ниже в табличной форме, где значения K_{sa}^M взяты из фиг. Т-5.

Мощность записана в KW .

T_a [$^\circ\text{C}$]	20	25	30	35	40
Q_p [$\text{м}^3/\text{час}$]					
660	6920	3640	3360	3080	2240
1000	5250	4870	4500	4120	3750

Если учитывать температуру охлаждающей воды во вторичном контуре на входе в теплообменники /при $Q_p = 1000 \text{ м}^3/\text{час}$ - $Q_s = 380 \text{ м}^3/\text{час}$ и $K_{sa} = 400 \text{ KW}/^\circ\text{C}$, что представляет лучшие условия теплообмена в теплообменниках максимальная мощность принимает следующие значения

$$[P^{OM} = 59(90 - T_{zi})].$$

T_{ri} °C	15	20	25	30	35
P^{OM} [kW]	4420	4120	3830	3540	3240

Так как коэффициент теплопередачи снижается из-за отложений на поверхности тепловыделяющих элементов и теплообменников, а также для обеспечения запаса мощности в случае ее возможных превышений при регулировании, снижаем максимальную мощность на 15%.

Вторичный контур разрешает поддержание температуры в пределах 20 - 25°C, если работать на двух параллельно включенных градирнях при t воды на входе в контур 18°C / Qa на фиг. R - 1/.

Максимальная мощность изменяется в пределах :

$$T_{ri} = 20^{\circ}\text{C} \quad P_0^{OM} \cong 3500\text{KW}$$

$$T_{ri} = 25^{\circ}\text{C} \quad P_0^{OM} \cong 3200\text{KW}$$

при $Q_p = 1000 \text{ M}^3/\text{час}$ и $Q_s = 380 \text{ M}^3/\text{час}$.

Эта мощность ниже максимальных пределов номинальных параметров измерительных приборов и регулирующей аппаратуры.

4. Переходные режимы при скачкообразном изменении реактивности в пределах $5,8 \cdot 10^{-4} \div 30 \cdot 10^{-4}$ единиц реактивности, т.е. до $0,42\beta$, изучались той же системой уравнений.

Если произвести замену переменных:

$$P_1 = P - P^{\circ}$$

$$T_1 = T_m - T_m^{\circ}$$

$$T_2 = T_c - T_c^{\circ}$$

$$\delta_1^1 = \delta - \delta^0$$

получим систему уравнений, дающую изменения мощности и температуры около значений установившегося начального режима.

$$\frac{dP_1}{dt} = \frac{P}{\ell} P^0 + \frac{P-\beta}{\ell} \frac{P}{T_1} + \sum_i \lambda_i C_{i1} \quad 11/$$

$$\frac{dC_{i1}}{dt} = -\lambda_i C_{i1} + \frac{\beta_i}{\ell} P_1 \quad 12-7/$$

$$C_m \frac{dT_1}{dt} = P_1 - K_{ma} (T_1 - T_2) \quad 18/$$

$$C_a \frac{dT_2}{dt} = K_{ma} (T_1 - T_2) - K_{az} T_2 \quad 19/$$

$$\begin{aligned} \rho &= \delta_1 - \alpha_m (T_m - T_m^0) + \frac{\beta_m}{2} (T_m^2 - T_m^{02}) + \alpha_a (T_a - T_a^0) - \\ - \frac{\beta_a}{2} (T_a^2 - T_a^{02}) &= \delta_1 - (\alpha_m - \beta_m T_m^0) T_1 + \frac{\beta_m}{2} T_1^2 - (\beta_a T_a - \alpha_a) T_2 - \\ &\quad - \frac{\beta_a}{2} T_2^2 \end{aligned} \quad 110/$$

Для упрощения выражения реактивности обозначим:

$$\alpha_m^1 = \alpha_m - \beta_m T_m^0$$

$$\alpha_a^1 = \beta_a T_a - \alpha_a$$

Заменяя температуры их значениями в зависимости от мощности в стационарном режиме, имеем:

$$\alpha_m^1 = \alpha_m - \beta_m T_2 - \beta_m \frac{P^0}{K_{mz}}$$

$$\alpha_a^1 = -\alpha_a + \beta_a T_2 + \beta_a \frac{P^0}{K_{az}}$$

где:

$$\frac{1}{K_{mz}} = \frac{1}{K_{ma}} + \frac{1}{K_{az}}$$

Выражение для реактивности имеет вид:

$$\rho = \delta_1 - \alpha'_m T_1 + \frac{b_m}{2} T_1^2 - \alpha'_a T_2 - \frac{b_a}{2} T_2^2. \quad (10)$$

При скачкообразном изменении реактивности, когда реактор находится в стационарном режиме при мощности P^0 , функция δ_1 имеет вид:

$$\begin{aligned} t < 0 & \quad \delta_1 = 0 \\ t \geq 0 & \quad \delta_1 = \delta. \end{aligned}$$

Если реактор статически устойчив /по Лапласу/, то спустя бесконечное время, он выйдет на новый стационарный режим с мощностью P^∞ : температуры T_1^∞ и T_2^∞ сведут к нулю начальную реактивность δ .

Производные по времени в системе диф. уравнений равны нулю, и получается система алгебраических уравнений:

$$\begin{aligned} \rho^\infty &= 0 \\ C_{i1}^\infty &= \frac{\beta_i}{\lambda_{i2}} P_1^\infty \end{aligned}$$

Корни этой системы являются параметрами нового стационарного режима, в котором реактор сам стабилизируется спустя достаточно большое время,

Время, через которое реактор сам стабилизируется, зависит от временных постоянных активной зоны $\lambda_m = K_m a / C_m$ и первичного контура $\lambda_a = K_a a / C_a$ и $\lambda_2 = K_a z / C_a$, а также от максимальной мощности, которая достигается при переходе от P^0 к P^∞ .

Здесь нас интересует только значение роста мощности $P_1^\infty = P^\infty - P^0$ в зависимости от начальной заданной реактивности δ .

Рост мощности в зависимости от реактивности δ получается из уравнения $\rho^\infty = 0$ после замены T_1^∞ и T_2^∞ их значениями в зависимости от мощности:

$$T_1^\infty = \frac{P_1^\infty}{K_m z} \quad ; \quad T_2^\infty = \frac{P_1^\infty}{K_a z}$$

$$\delta - \left(a_m' + a_a' \frac{K_{mz}}{K_{az}} \right) \frac{P_1^\infty}{K_{mz}} + \frac{1}{2} \left(b_m - b_a \frac{K_{mz}^2}{K_{az}^2} \right) \left(\frac{P_1^\infty}{K_{mz}} \right)^2 = 0.$$

Обозначим:

$$\alpha = \frac{a_m' + a_a' \frac{K_{mz}}{K_{az}}}{b_m - b_a \frac{K_{mz}^2}{K_{az}^2}}; \quad \beta = \frac{2}{b_m - b_a \frac{K_{mz}^2}{K_{az}^2}}$$

Зная, как зависят a_m' и a_a' от T_z и P_0 (по их определению), имеем:

$$\alpha = \frac{\beta}{2} (a - b T_z) - \frac{P_0}{K_{mz}}, \quad \text{где} \quad \begin{cases} a = a_m - a_a \frac{K_{mz}}{K_{az}} \\ b = b_m - b_a \frac{K_{mz}}{K_{az}} \end{cases}$$

Уравнение, дающее рост мощности в зависимости от начальных условий T_z, P_0 и скачка реактивности δ , имеет вид:

$$\left(\frac{P_1^\infty}{K_{mz}} \right)^2 - 2\alpha \left(\frac{P_1^\infty}{K_{mz}} \right) + \beta\delta = 0.$$

Корнями этого уравнения являются:

$$P_1^\infty = K_{mz} \left(\alpha \pm \sqrt{\alpha^2 - \beta\delta} \right) = \frac{\beta}{2} K_{mz} (a - b T_z) - P_0 \pm K_{mz} \sqrt{\frac{\beta}{2} (a - b T_z - \frac{P_0}{K_{mz}}) - \beta\delta}.$$

Реальные корни этого уравнения указывают на существование стационарных режимов по истечении бесконечного времени с момента скачкообразного изменения реактивности. Если такие корни существуют, говорят, что реактор статически устойчив или самоустойчив.

Если считать, что реактор ВВР-С работает при $T_z = 25^\circ\text{C}$

т.е. имея $Q_p = 1000 \text{ мз/час}$ и $K_{az} = 400 \text{ KW/}^\circ\text{C}$ и $Q_s = 380 \text{ мз/час}$, $K_{mz} = 43 \text{ KW/}^\circ\text{C}$, уравнение, дающее рост мощности, имеет вид:

$$P_1^\infty = 6,58 - P_0 \pm \sqrt{(6,58 - P_0)^2 - 0,238 \delta},$$

где мощности P^0 и P_1^∞ даны в MW, " δ " в 10^{-5} единиц реактивности.

Это уравнение дает возможность определить предел статической устойчивости реактора для разных начальных мощностей $/P^0/$, если реактор, будучи в стационарном режиме, получает скачкообразную положительную реактивность δ поднятием регулирующего стержня.

Реактор статически неустойчив, если

$$/6,58 - P^0/2 - 0,238\delta \leq 0, \text{ или}$$

предельное значение скачка реактивности, при котором реактор, будучи до этого на мощности P^0 , будет еще стационарно устойчивым, равно

$$\delta_e = \frac{(6,58 - P^0)^2}{0,238}$$

На фиг. R-2 видно изменение δ_e , выраженной в долях $\beta = 7,22 \cdot 10^3$ единиц реактивности. При мощности 3000 K.W скачок реактивности больше $0,175 \beta$ приведет реактор в режим стационарно неустойчивый.

Значения P_1^∞ как функции от P^0 для $\delta = 0,58 \cdot 10^{-3}$ единиц реактивности даны на фиг. R-3.

Констатируется повышение роста мощности с повышением начальной мощности для одного и того же скачка реактивности. Это объясняется понижением с температурой динамического температурного коэффициента реактивности и малым влиянием температурного коэффициента реактивности для охлаждающей воды из-за большого соотношения между коэффициентами теплопередачи $K_{ат}$ $K_{мг}$.

Экспериментальная проверка этого факта видна на фиг. R-4, где даны в зависимости от средней температуры металла активной зоны значения роста мощности при скачке реактивности $\delta = 0,58 \cdot 10^{-4}$ и разных начальных стационарных мощностях.

Расчетные соотношения находятся в хорошем согласии с экспериментальными результатами.

5. Ценные данные о динамической устойчивости реактора можно получить, изучая малые качания около стационарного режима при синусоидальном изменении реактивности δ_1 . Так получается передаточная функция реактора и первичного контура.

Передаточная функция может быть снята экспериментально для разных значений мощности в стационарном режиме.

Ниже сравнивается передаточная функция, рассчитанная при помощи линеаризованной системы динамических диф. уравнений /с теми коэффициентами, которые определялись в гл. Т и Д/ с передаточной функцией, полученной экспериментально. Также установим, при какой мощности устойчивость максимальна.

Линеаризуя систему динамических уравнений, получаем:

$$\frac{dP'}{dt} = \frac{P^0 \delta_1}{\ell} - \frac{P^0}{\ell} (a_m' T_1 + a_a' T_2) - \frac{P_1 \beta}{\ell} + \sum_i \lambda_i C_{i1} \quad 11/$$

$$\frac{dC_{i1}}{dt} = -\lambda_i C_{i1} + \frac{\beta_i}{\ell} P_1 \quad 12-7/$$

$$C_m \frac{dT_1}{dt} = P_1 - K_m a (T_1 - T_2) \quad 18/$$

$$C_a \frac{dT_2}{dt} = K_m a (T_1 - T_2) - K_a z T_2. \quad 19/$$

Преобразуя по Лапласу и обозначая через $A^*(s)$ преобразованную функцию $A(t)$, получаем:

$$s P_1^* = \frac{P^0}{\ell} \delta_1^* - \frac{P^0}{\ell} (a_m' T_1^* + a_a' T_2^*) - \frac{\beta}{\ell} P_1^* + \sum_i \lambda_i C_{i1}^*$$

$$s C_{i1}^* = -\lambda_i C_{i1}^* + \frac{\beta_i}{\ell} P_1^* \quad 12-7/$$

$$C_m s T_1^* = P_1^* - K_{ma} (T_1^* - T_2^*) \quad /8/$$

$$C_a s T_2^* = K_{ma} (T_1^* - T_2^*) - K_{az} T_2^* \quad /9/$$

Целесообразно использовать в явном виде следующие характерные коэффициенты реактора:

- теплоемкости C_m и C_a [$\text{кВт сек}/^\circ\text{C}$],
- временные постоянные $\lambda_m = K_{ma}/C_m$ $\lambda_a = K_{ma}/C_a$
- $\lambda_z = \frac{K_{ma} + K_{mz}}{C_a}$ [$1/\text{сек}$].

Из уравнений /8/ и /9/ получается:

$$\frac{T_1^*}{P_1^*} = \frac{s + \lambda_z}{C_m [(s + \lambda_m)(s + \lambda_z) - \lambda_m \lambda_a]} = \frac{1}{C_m} K_{T1}(s)$$

$$\frac{T_2^*}{T_1^*} = \frac{\lambda_a}{s + \lambda_z}$$

$$\frac{T_2^*}{P_1^*} = \frac{\lambda_m / C_a}{(s + \lambda_m)(s + \lambda_z) - \lambda_a \lambda_m} = \frac{\lambda_m}{C_a} K_{T2}(s).$$

Из уравнений /1-7/ имеем:

$$\frac{P_0^* \delta^*}{P_1^*} = l_s + \sum_i \frac{\beta_i s}{s + \lambda_i} + P^0 \left(a_m^1 \frac{T_1^*}{P_1^*} + a_a^1 \frac{T_2^*}{P_1^*} \right) \quad /12/$$

Передаточная функция реактора, исключая отрицательную обратную связь от температуры,

$$R(s) = \frac{1}{l_s + \sum_i \frac{\beta_i s}{s + \lambda_i}}$$

Передаточная функция реактора с учетом отрицательной обратной связи от температуры

$$F(s) = \frac{P_1^*}{P_0^* \delta^*}$$

Обозначим через $K(s)$ передаточную функцию отрицательной обратной связи от температуры:

$$K(s) = P^0 \left(a_m' \frac{T_1^*}{P^*} + a_a' \frac{T_2^*}{P^*} \right) = P^0 \left(\frac{a_m' \lambda_m}{C_m} K_{T_1}(s) + \frac{a_a' \lambda_m}{C_a} K_{T_2}(s) \right)$$

Уравнение /12/ будет иметь вид:

$$F^{-1} = R^{-1} + K$$

или
$$F = \frac{1}{1 + KR}$$

Заменяя s через $j\omega$, получаем значение передаточной функции, когда $\delta_1 = \delta_{10} e^{j\omega t}$.

Передаточная функция является функцией частоты, мощности P^0 и характеристик реактора $C_a, C_m, \lambda_m, \lambda_a, \lambda_r, a_m', a_a'$.

Для реактора ВВР-С, при $Q_P = 1000 \text{ М}^3/\text{час}$ и $Q_S = 380 \text{ М}^3/\text{час}$ имеем:

$$\lambda_m = \frac{45,8}{25} = 1,835 \text{ сек}^{-1}$$

$$\lambda_r = \frac{445,8}{83400} = 5,34 \cdot 10^{-3} \text{ сек}^{-1}$$

$$\lambda_a = \frac{45,8}{83400} = 5,5 \cdot 10^{-4} \text{ сек}^{-1}$$

При частотах ω выше $5 \cdot 10^{-2} \text{ сек}^{-1}$ (интересная область с точки зрения динамической устойчивости) видно, что можно в первом приближении пренебречь λ_a и $\lambda_m \lambda_a$ по отношению к ω^2 .

В таком случае отрицательная обратная связь от температуры

$$K(j\omega) = \frac{P^0}{C_m(j\omega + \lambda_m)} \left[a_m' + a_a' \frac{C_m \lambda_m}{C_a(j\omega + \lambda_r)} \right]$$

Так как $C_m/C_a = \frac{25}{83400} \approx 3 \cdot 10^{-4}$ и a_m', a_a' того же порядка при мощностях ниже 4000 KW, а $\lambda_m/\omega < 10$ в области частот $\omega > 5 \cdot 10^{-2} \text{ 1/сек}$ можем считать, что отрицательная обратная связь от температуры воды, порядка $a_a' \cdot 10^{-3}$ не имеет значения. Это получается из-за большой теплоемкости воды первичного контура и упрощенной схемы контура охлаждения. В

действительности надо учесть объем воды биологической защиты над активной зоной, который играет роль перемешивающего сосуда.

Присутствие этого перемешивающего сосуда в контуре снижает динамическую устойчивость реактора.

Имея в виду вышеизложенное, можно представить отрицательную обратную связь в виде

$$K(j\omega) = \frac{a_m'}{C_m} P^0 \frac{1}{j\omega + \lambda_m}$$

Условие устойчивости в таком случае явно.

Реактор неустойчив, если $a_m' \leq 0$, а так как a_m' является функцией T_z и P^0 , можем определить мощность P^0 , при которой реактор становится динамически неустойчивым.

$$a_m' = a_m - b_m T_z - b_m \frac{P_{ed}^0}{K_{mz}} = 0$$

и

$$P_{ed}^0 = K_{mz} \left(\frac{a_m}{b_m} - T_z \right).$$

Для условий работы $T_z = 25^\circ\text{C}$; $Q_p = 1000 \text{ M}^3/\text{час}$ и $Q_s = 380 \text{ M}^3/\text{час}$ имеем

$$P_{ed}^0 = 43 \left(\frac{5,65}{0,04} - 25 \right) = 43 \cdot 116,5 = 5000 \text{ kW}.$$

Реактор динамически неустойчив при мощностях выше 5000KW.

Мощность, при которой реактор максимально устойчив, есть такая мощность P^0 , для которой передаточная функция будет максимальной.

Взяв производную передаточной функции F относительно P^0 , получаем:

$$\frac{dF}{dP^0} = - \frac{R^2}{(1+KR)^2} \cdot \frac{dK}{dP^0}.$$

Условие максимальной устойчивости:

$$\frac{dK}{dP^0} = 0$$

$$\frac{d}{d\rho^0}(a_m \rho^0) = \frac{d}{d\rho^0} \left[(a_m - b_m T_2) \rho^0 - \frac{b_m}{K_{m2}} \rho^{02} \right] = 0.$$

Выражение для мощности, при которой динамическая устойчивость максимальна, в зависимости от температуры охлаждающей воды выглядит:

$$P_{ms}^0 = \frac{K_{m2}}{2} \left(\frac{a_m}{b_m} - T_2 \right).$$

Она в два раза меньше мощности, выше которой реактор становится динамически неустойчивым, и для принятого режима работы равна $P_m^0 = 2500 \text{ KW}$.

Для проверки выше приведенных расчетов производились опыты при температуре воды в активной зоне $22 \pm 2^\circ \text{C}$ и расходе $660 \text{ м}^3/\text{час}$.

Изменение реактивности производилось поднятием и опусканием АР на 5 см в линейной области изменения реактивности.

Приняли изменение реактивности в виде трапеции, которую разложили в ряд Фурье.

Зарегистрировали графически изменение мощности и разложили ее по гармоникам методом планиметрирования.

Этот метод пригоден в области частот $10^{-2} < \omega < 2 \cdot 10^{-1}$.

Значение передаточной функции выражается:

$$F = \frac{P_{1k}}{P^0 \delta_k} (\cos f_k + j \sin f_k),$$

где P_{1k} , f_k являются амплитудой и фазой k -гармоники, а δ_k — соответствующая гармоника реактивности.

Определялась экспериментально передаточная функция для мощности 0,5 ; 187 ; 1000; 2000 и 2500 KW.

Значение амплитуды мощности не превышало 20% от мощности P^0 .

В качестве критерия оценки нелинейного поведения реактора приняли отношение между второй гармоникой P_2 и основной P_1 .

В рабочих условиях, если бы реактор вел себя линейно, отношение $\nu = P_2/P_1$ равнялось бы нулю. Если $\nu = 0$, вышеизложенные теоретические предпосылки действительны. Для получения достаточной точности при регистрировании мощности возникла необходимость работать с коэффициентом нелинейности в 5 ÷ 8%.

Амплитуда и фаза передаточной функции даны на фиг. R - 5.

Мощность с максимальной динамической устойчивостью в таком случае:

$$P_{ms}^0 = \frac{Kma}{2} \left(\frac{a_m}{b_m} - T_a \right) = \frac{39 \cdot 119,5}{2} = 2300 \text{ KW}.$$

На фиг. R - 5 видно, что при 2500 KW амплитуда передаточной функции больше, чем при 2600 KW, что и указывает на правильность теоретических рассуждений и подтверждает правильность значения динамического температурного коэффициента реактивности.

Благодаря большой теплоемкости охлаждающей воды первичного контура колебания температуры воды находятся в противофазе с колебаниями температуры металла и отрицательный температурный коэффициент реактивности для воды ведет к уменьшению динамической устойчивости реактора и, следовательно, функция $|F(j\omega)|$ немного больше чем расчетная, которая получается с учетом только обратной отрицательной связи от температуры металла.

Сводка результатов, полученных в этой главе, которые иллюстрируют динамическое поведение реактора ВВР-С, дается на фиг. R 6.

Переход реактора от начальной мощности P^0 к другой мощности $P^\infty = P^0 + P_1^\infty$, при скачке реактивности δ представлен в виде $P_1^\infty = f(\delta)$. Каждому значению начальной мощности P^0 соответствует определенное значение δ . Скачки реактивности, превышающие это значение, выведут реактор за пределы статической устойчивости. Пределом динамической устойчивости считалась мощность 5000 KW. Видно, что этот предел ниже предела статической устойчивости.

До того как реактор дойдет до предела динамической устойчивости начнется кипение воды на поверхности тепловыделяющих элементов.

Условия работы и температурные коэффициенты реактивности не могут быть тогда представлены теми же функциями от температур. Мощность 3200-3500 К W находится ниже критических значений с точки зрения тепло-съемы, динамической и статической устойчивости.

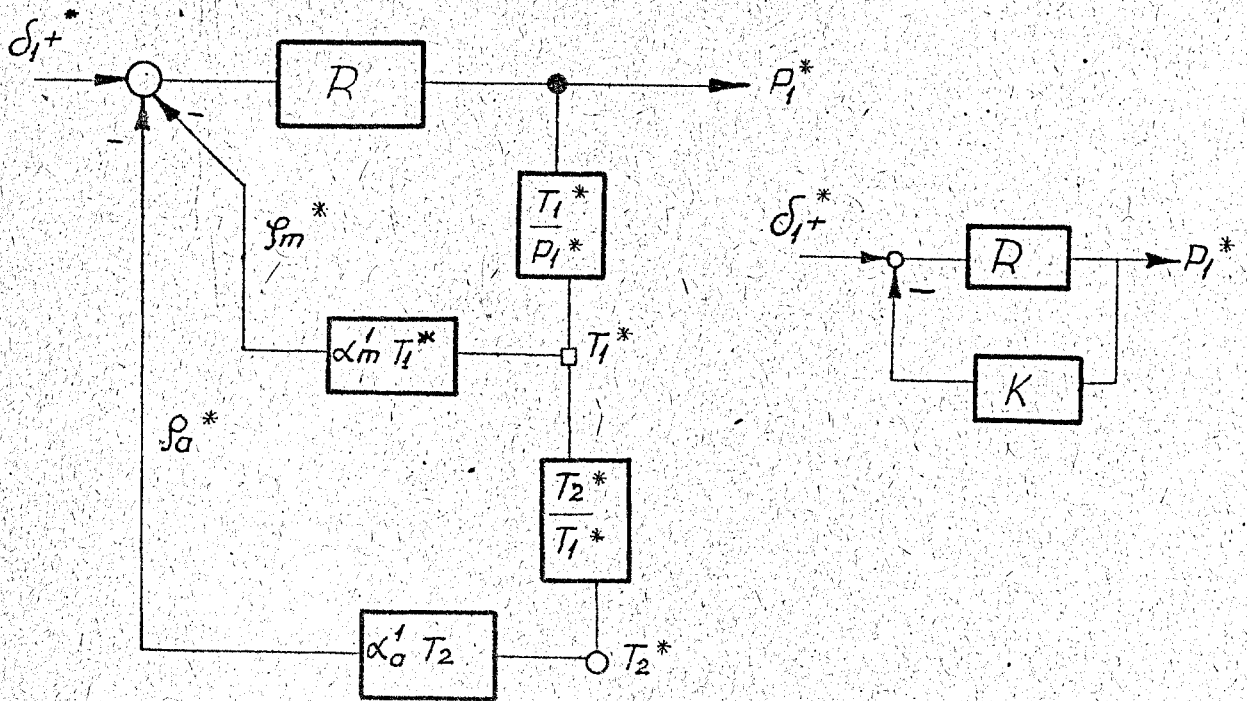
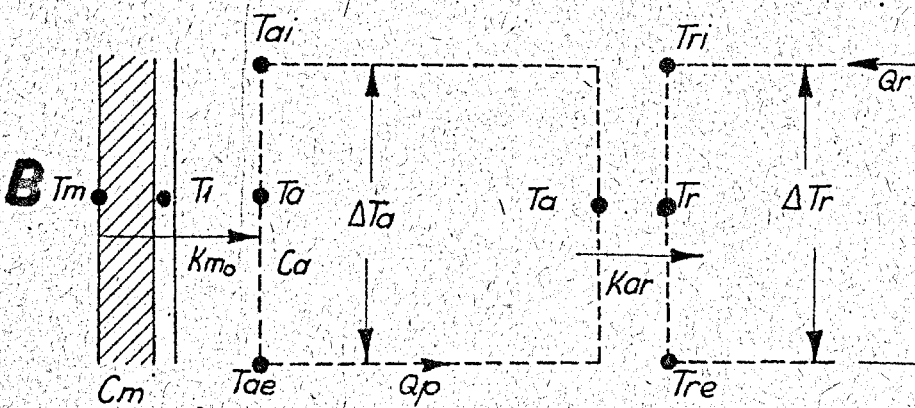
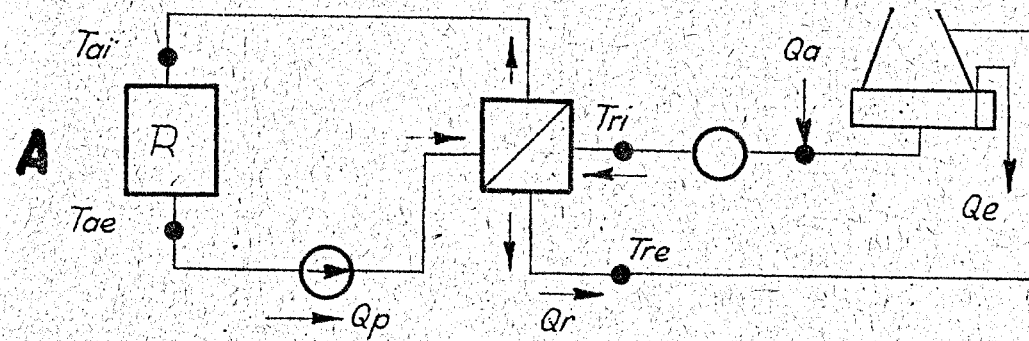
Существует возможность, что при определенных начальных скачках реактивности можно прийти к стационарному режиму P_{∞} , пройдя через значения больше P_1^{∞} .

В реакторе ВВР-С из-за маленькой теплоемкости металла активной зоны по отношению к теплоемкости воды это не имеет места в области реактивностей ниже β .

На фиг. R-7 дается логарифмическая зависимость максимального роста мощности при разных начальных периодах реактора, построенная в зависимости от обратного периода λ [сек.⁻¹]. Можно считать эту линию прямой с наклоном 0,74.

Испытания реактора SPERT /см. 10016285 "Experimental Investigations on Reactor Transients" /, у которого структура подобна ВВР-С, дали в той же области реактивности наклон 0,8.

Такой способ представления скрывает зависимость роста мощности P_1 от начальной мощности и температуры воды.

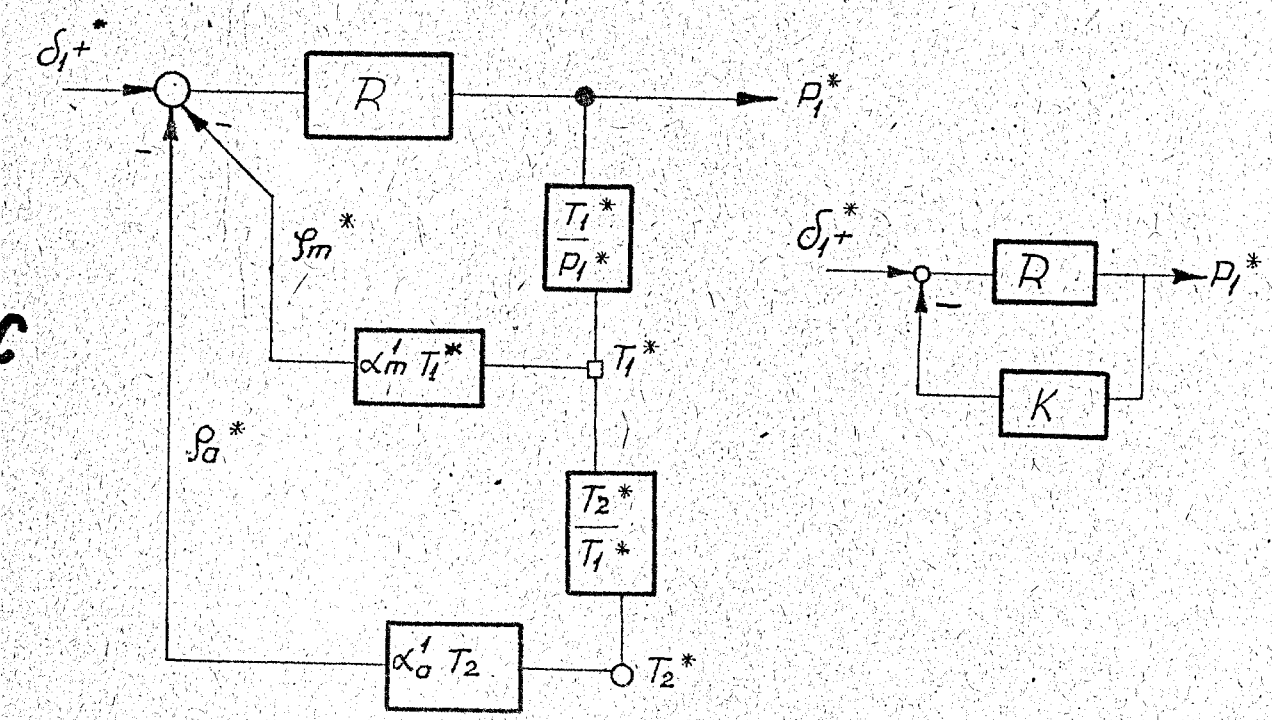
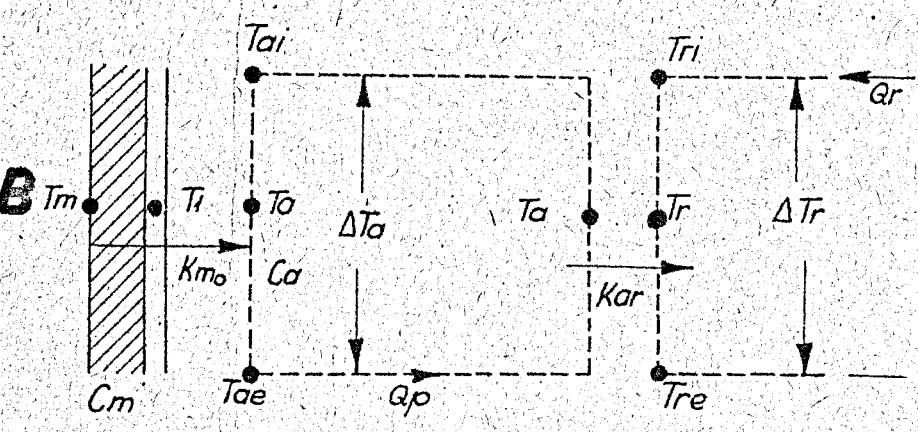
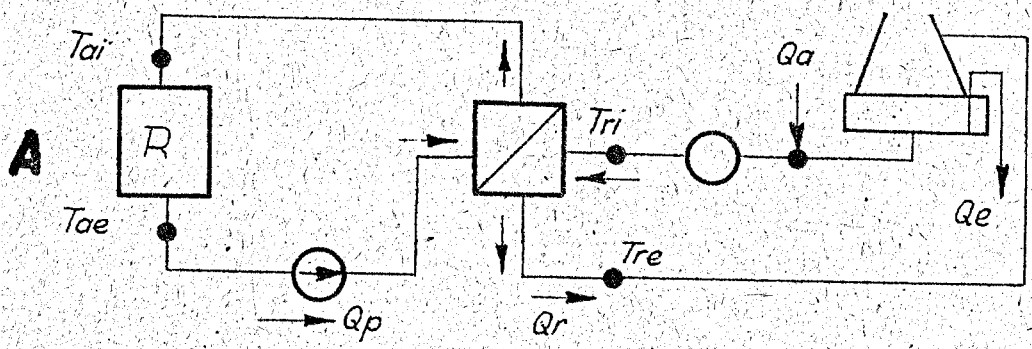


Фиг. R1.

Приведенные эквивалентные схемы для стационарных и переходных режимов.

A - Физическая схема.

B - Тепловая эквивалентная схема.

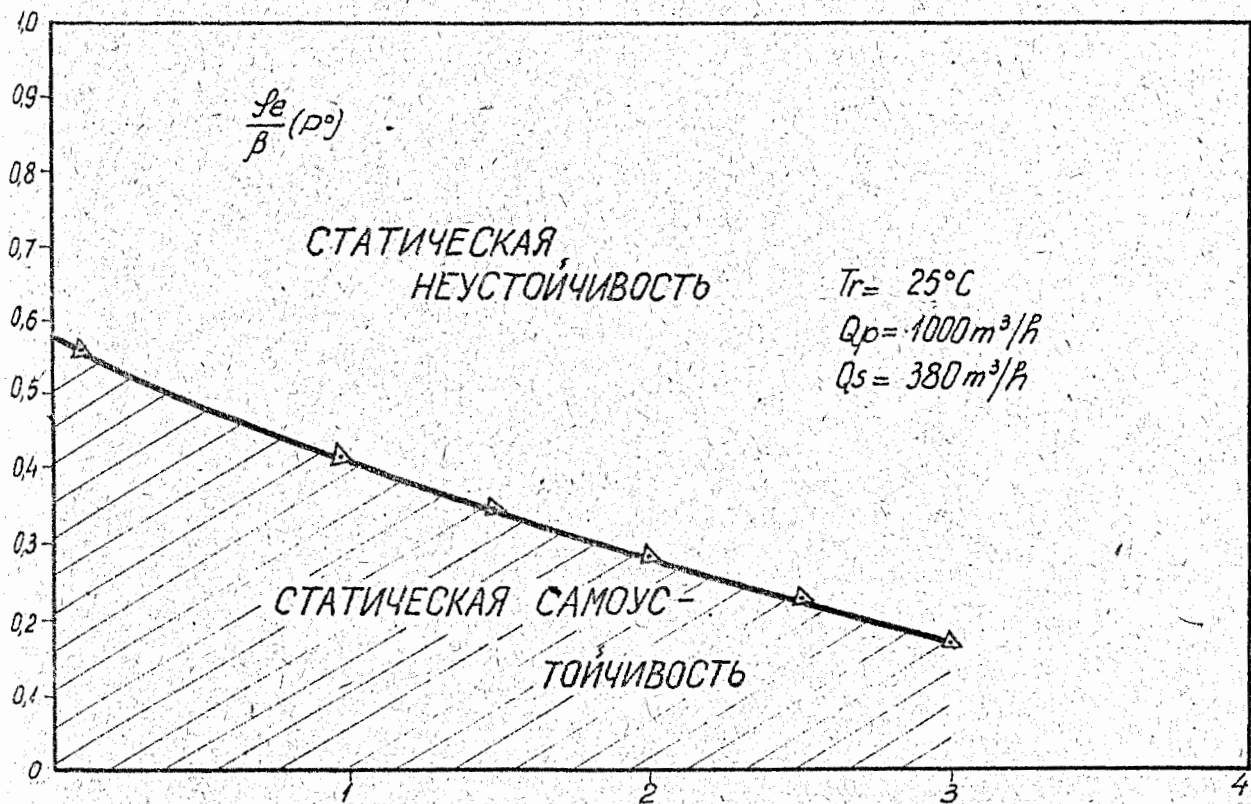


Фиг. R1.

Приведенные эквивалентные схемы для стационарных и переходных режимов.

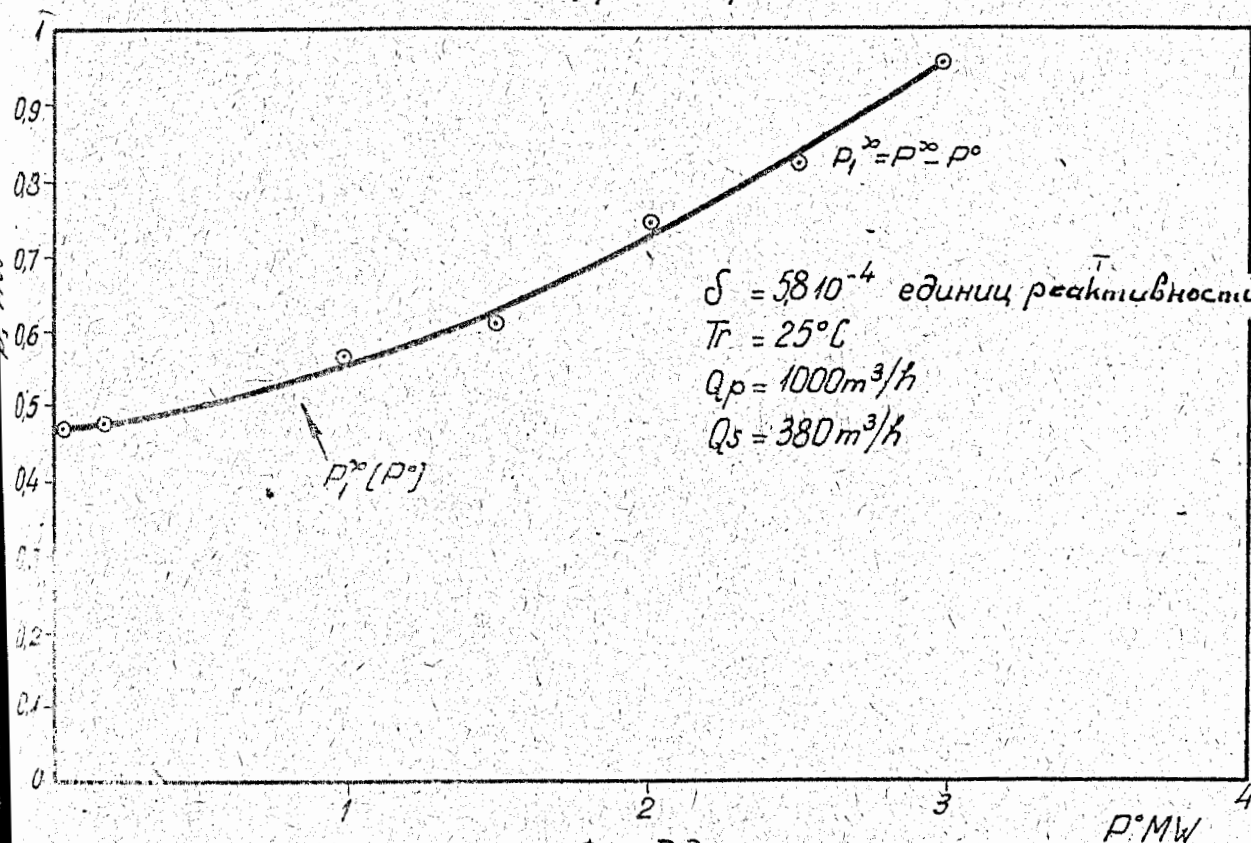
A - Физическая схема.

B - Тепловая эквивалентная схема.



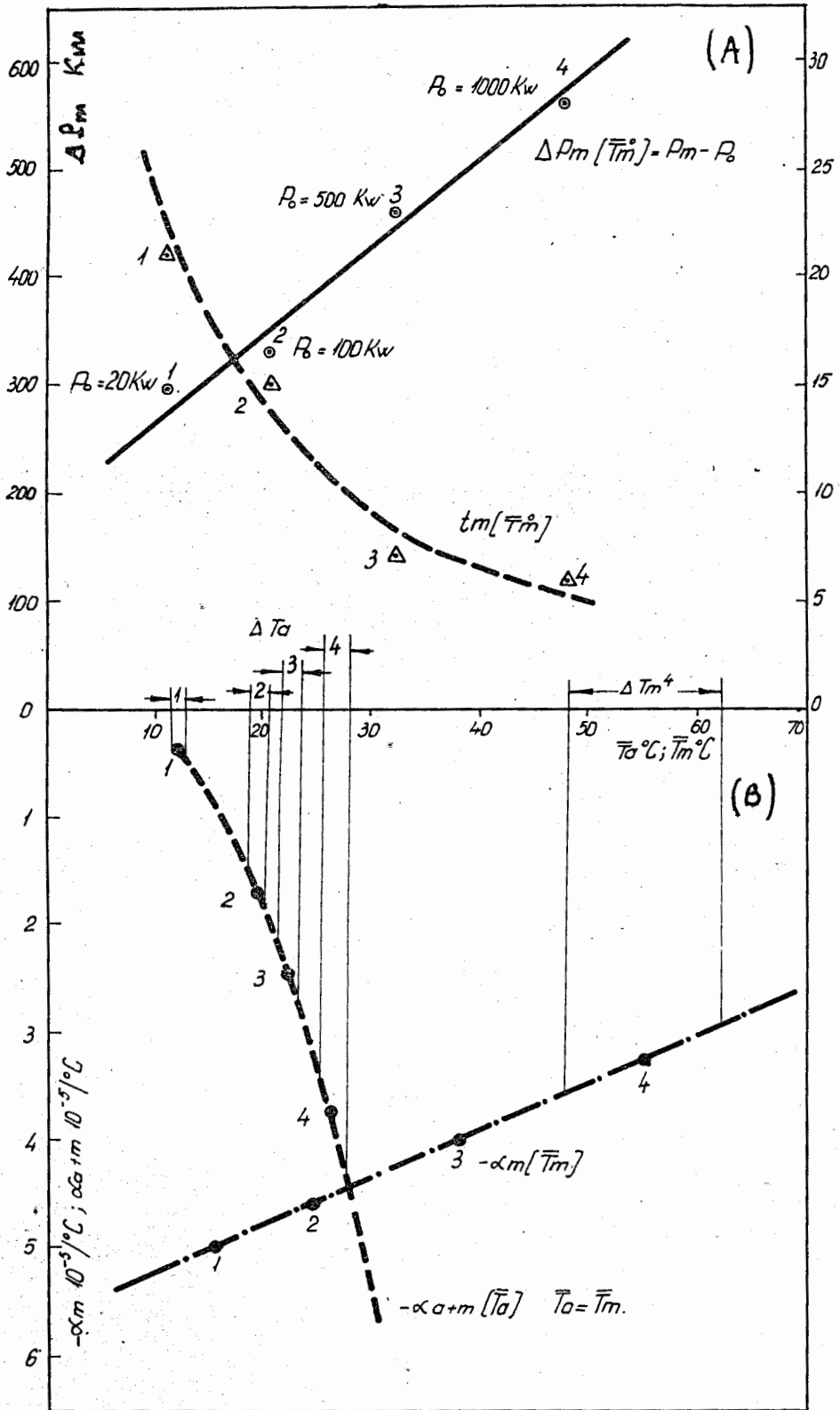
Фиг. R2.

Область статической самоустойчивости реактора.

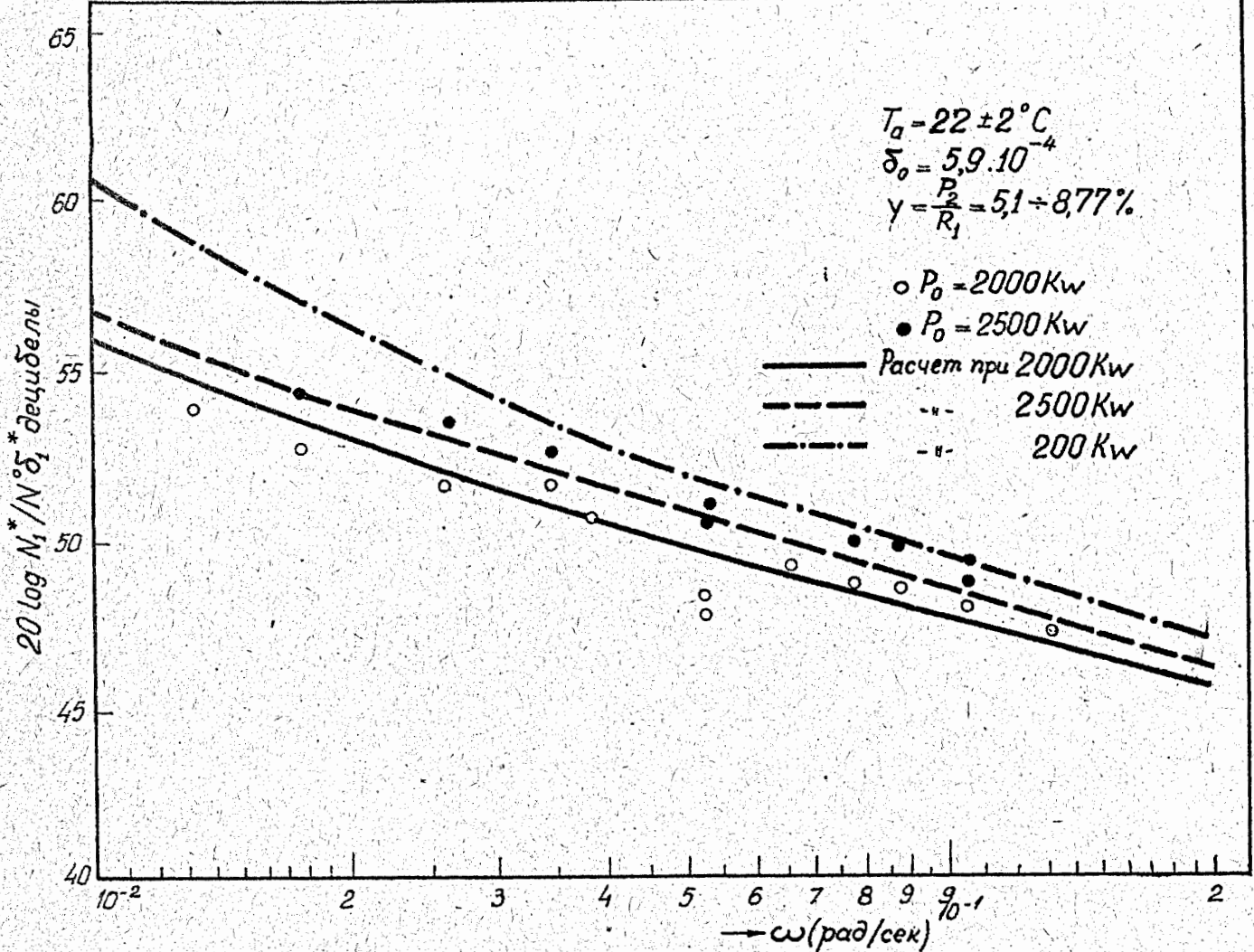


Фиг. R3.

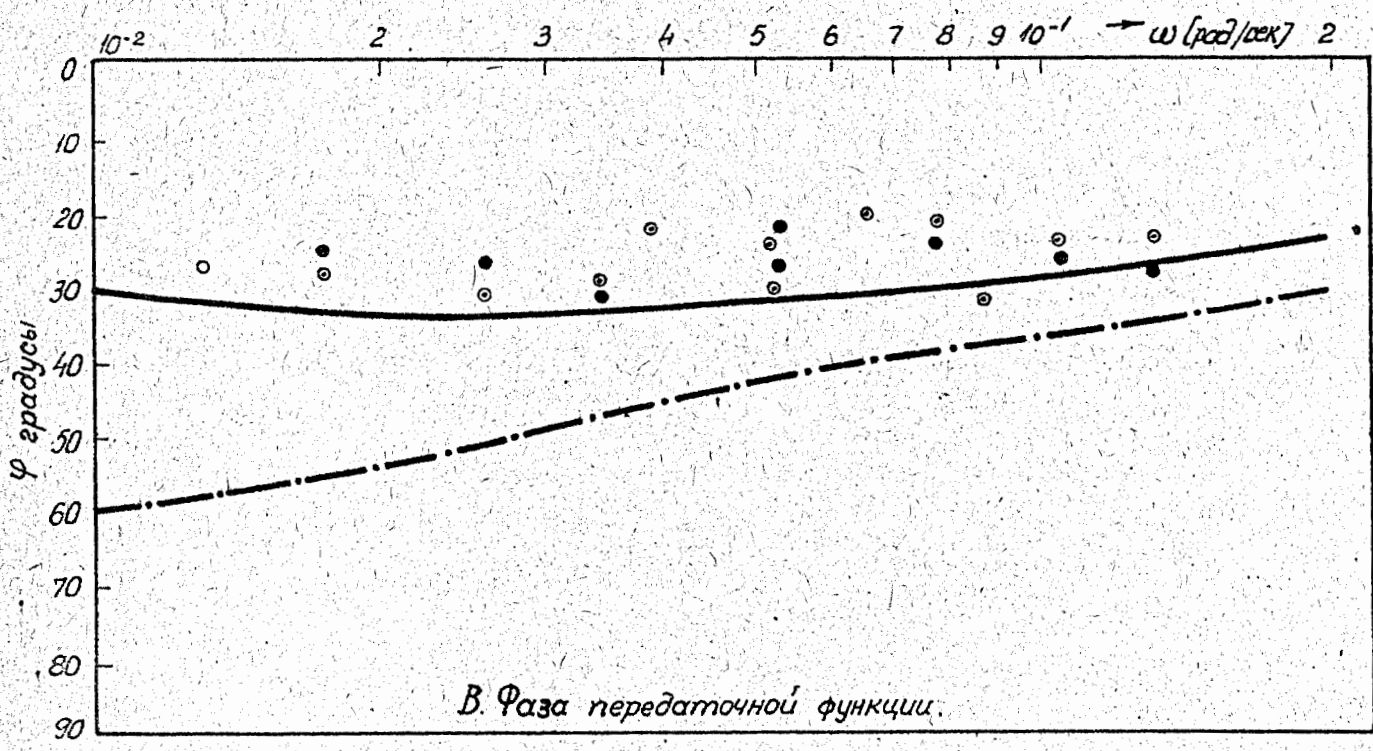
Скачок мощности при скачкообразном изменении реактивности в зависимости от начальной мощности.



Фиг. R4. А. Максимальный скачок мощности ΔP_m и время t_m достижения максимальной мощности в зависимости от средней температуры металла активной зоны \bar{T}_m при том же начальном скачке реактивности. В режиме (I) из-за медленного изменения мощности чувствуется влияние отравления. В. Температурные коэффициенты реактивности для металла α_m и для замедлителя и металла при их одинаковой температуре α_{a+m} в зависимости от температуры металла \bar{T}_m и соответственно замедлителя \bar{T}_a . ΔT_a — Изменение температуры воды во время переходного процесса. ΔT_m — Изменение температуры металла во время переходного процесса.



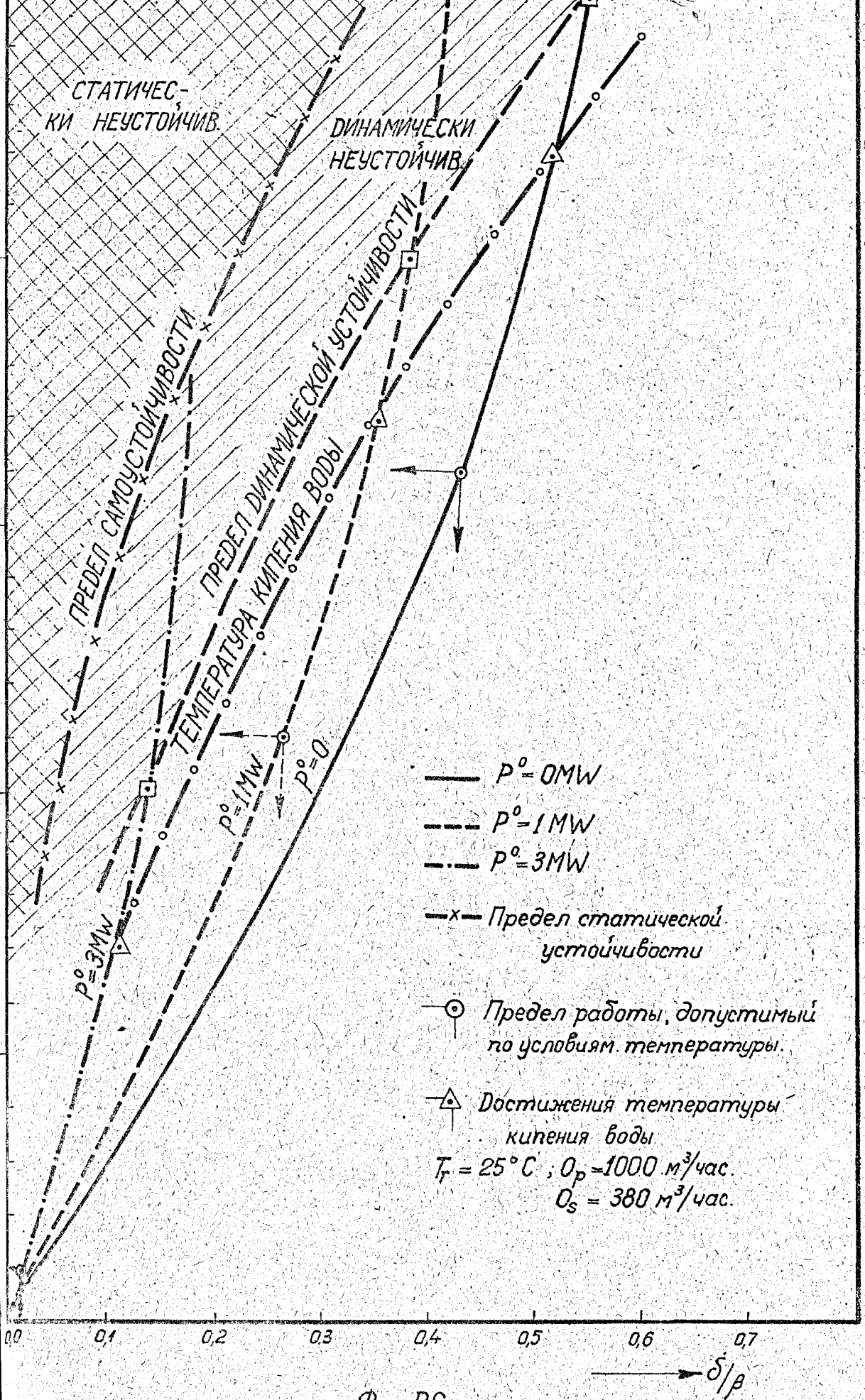
А. Амплитуда передаточной функции.



В. Фаза передаточной функции.

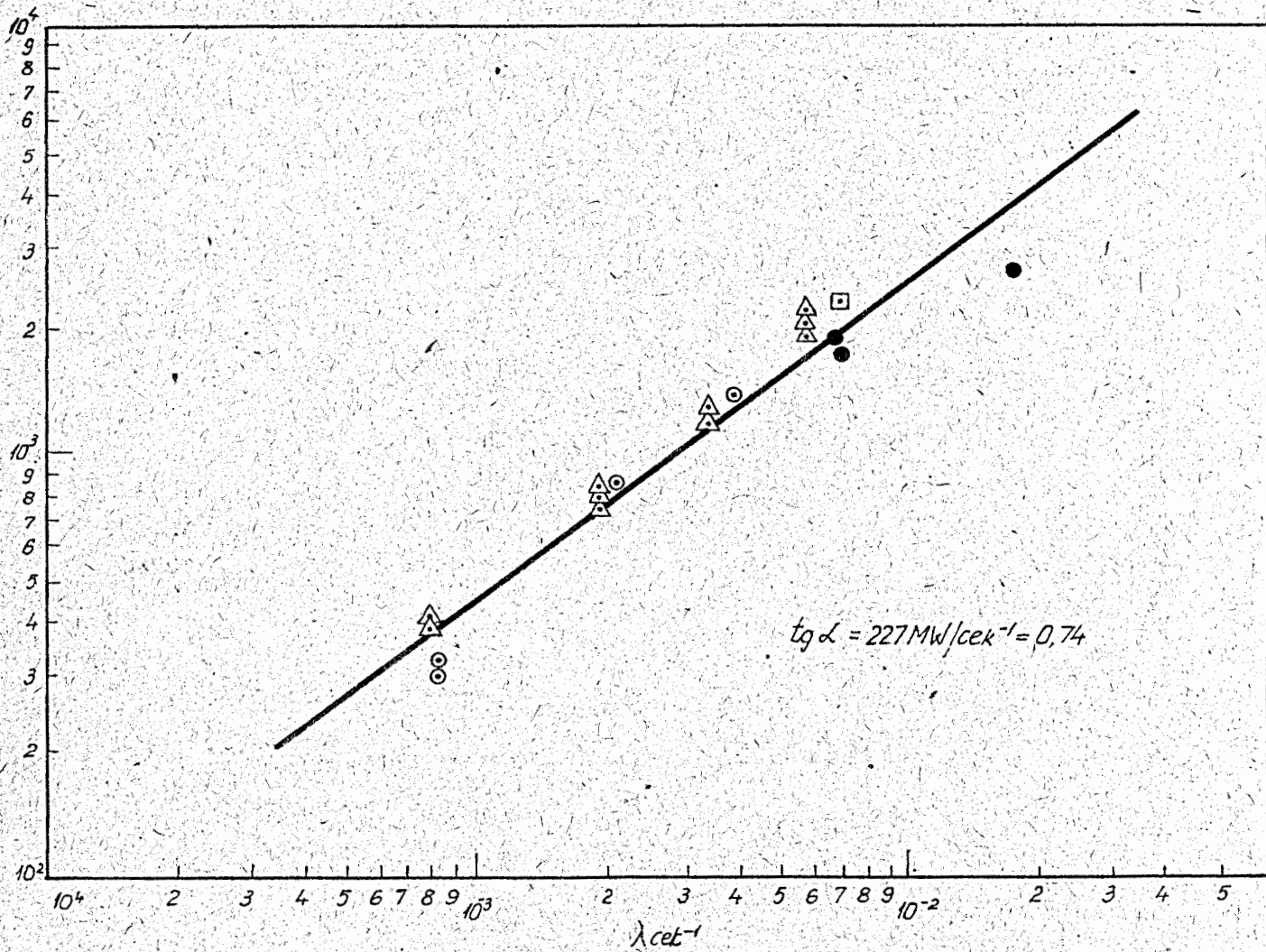
Фиг. R5.

Передаточная функция $F(j\omega)$ реактора для 200 и 2500 Kw.



Фиг. R6.

Изменение скачка мощности P^0 в зависимости



Фиг. Р7.

Максимальная мощность, достигнутая в переходном режиме в зависимости от обратного начального периода.

(Р) Биологическая защита

1. Биологическую защиту проанализировали с точки зрения ее эффективности против тепловых, надтепловых, быстрых нейтронов и γ -лучей в зависимости от мощности реактора в области $100 \div 3000 \text{ KW}$.

На фигурах Р даются изменения потоков частиц в тех местах, где защита является наиболее ослабленной:

- по осям горизонтальных каналов,
- вокруг горизонтальных каналов,
- над реактором на чугунной крышке.

Места замеров указаны на фиг. Р 1.

2. Поток γ -лучей замерялся ионизационной камерой ПМР, проградуированной по источнику Co^{60} . За исключением направления осей горизонтального канала № 1, мощность дозы ниже $0,4 \text{ мкр} / \text{сек}$ при мощности реактора 3000 KW .

На фиг. Р 2 дается изменение мощности дозы γ -лучей в зависимости от мощности реактора.

3. Потоки тепловых и надтепловых нейтронов замерялись сцинтиллятором, содержащим В и соединенным с фотоумножителем /прибор типа Эфир/. Его градуировка производилась на горизонтальном канале тепловой колонны при потоках тепловых нейтронов, соответствующих мощностям реактора $100, 200, 300 \text{ KW}$. Значение потока тепловых нейтронов было определено индиевой фольгой, абсолютная β -активность которой замерялась торцевым счетчиком. Так как сцинтилляционная пластинка чувствительна и к надтепловым нейтронам, проверялось отсутствуют ли при ее экранировке кадмием показания прибора.

В потоках нейтронов, содержащих и надтепловые нейтроны, при экранировке сцинтиллятора кадмием прибор давал показания.

На фиг. Р3 представлено изменение потока тепловых и надтепловых нейтронов в указанных местах с изменением мощности реактора.

Разность между полным потоком /без экранировки кадмием/ и потоком при экранировке кадмием дает поток тепловых нейтронов, доза которых гораздо ниже допустимой.

Поток надтепловых нейтронов гораздо больше и превышает по осям горизонтальных каналов максимально-допустимую дозу при мощности выше 1000 кВт.

4. Потоки быстрых нейтронов замерялись счетчиком с протонами отдачи, заполненным метаном / H_2C / и сделанным в нашем институте / IFA 1. Дискриминация и счет импульсов осуществлялись приборами типа "Сирень" и "Флокс".

Градуировка счетчика производилась при разных дискриминирующих напряжениях нейтронным источником Ra-Be мощностью 500 мг.

Замерялись потоки быстрых нейтронов в указанных местах при трех дискриминирующих напряжениях / 10, 20, 30 мВ /, чтобы иметь представление о разнице между спектром быстрых нейтронов в указанных точках и спектром источника.

Результаты замеров даны на фиг. Р 4. Видно, что при мощностях выше 100 кВт в указанных местах превышает максимально допустимая доза и, следовательно, надо усилить биологическую защиту против быстрых нейтронов.

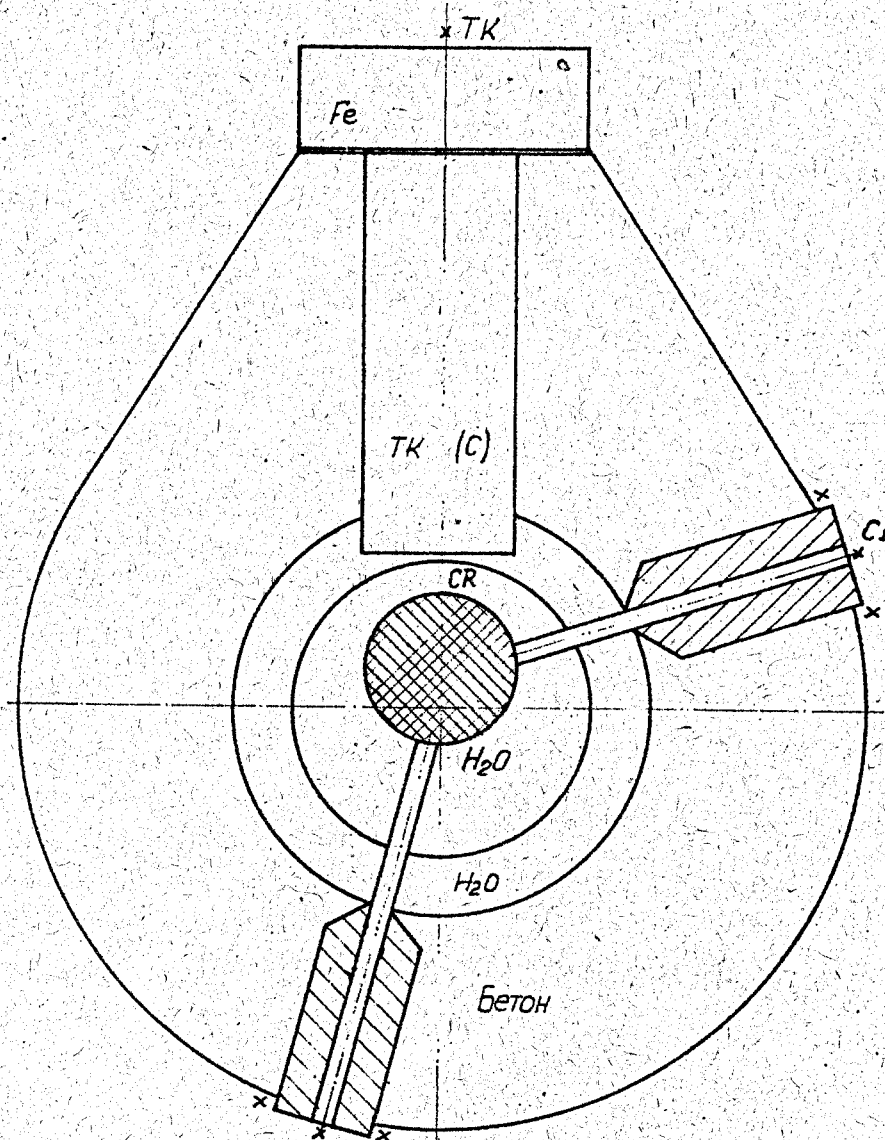
5. На фиг. 5 дается изменение потока тепловых и надтепловых нейтронов вокруг горизонтальных каналов № 1 и № 3 в области сопряжения бетона и корпуса канала, а также в области, где защита ослаблена вентиляционным воздуховодом / место 9у № 3 и место 10у № 4/.

На поверхности защитного бетона, в тех местах, где защита конструктивно не ослаблена, доза ниже максимально допустимой.

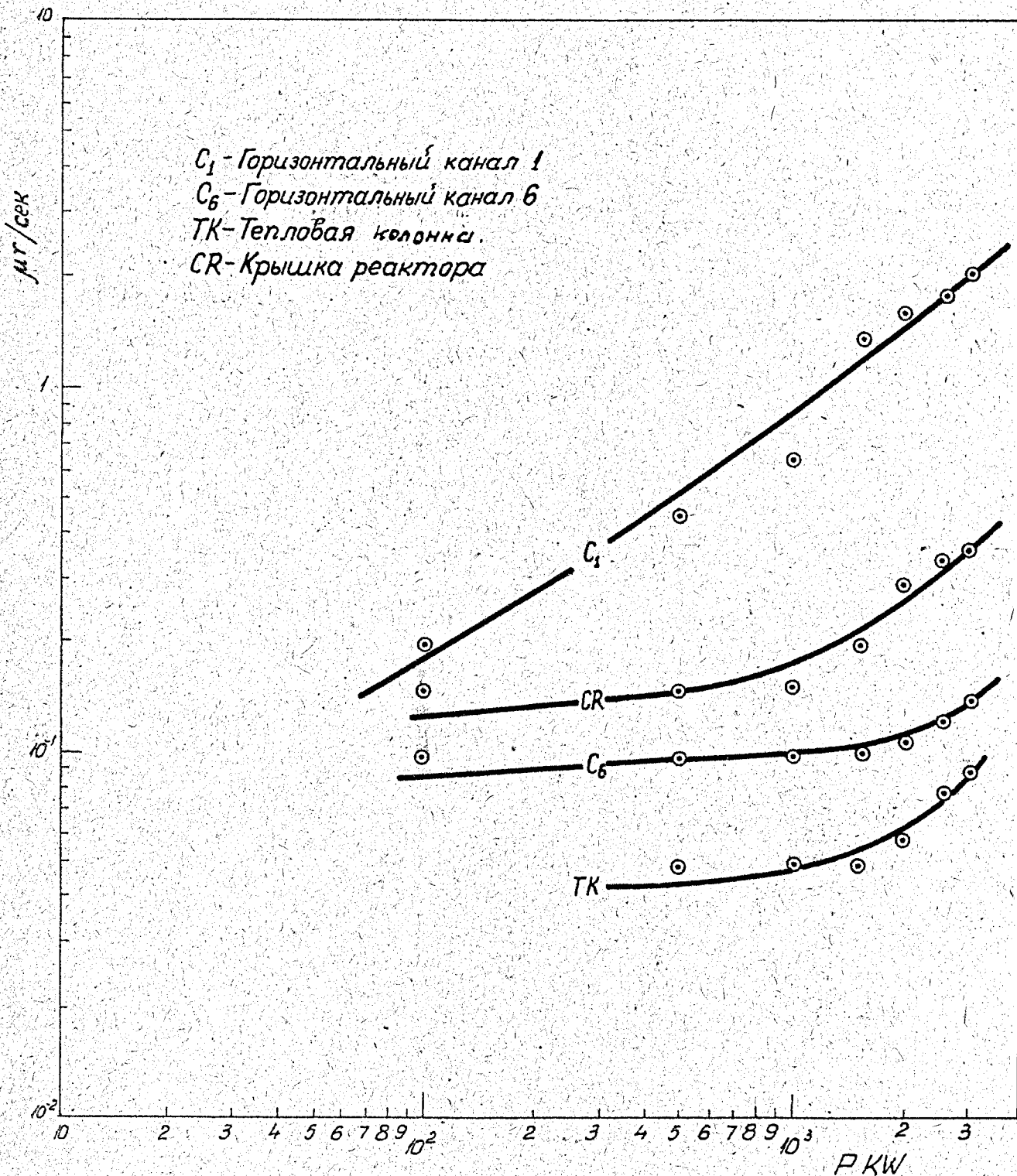
6. После установки графитовых пробок в вертикальных каналах № 1 и № 2 тепловой колонны поток быстрых нейтронов на крышке реактора уменьшился от $662 \text{ н} / \text{см}^2 \text{ сек}$ до $40 \text{ н} / \text{см}^2 \text{ сек}$ при 2000 кВт.

Снижение потока быстрых нейтронов на оси горизонтальных каналов осуществили введением в каналы алюминиевой трубы, наполненной бором и парафином.

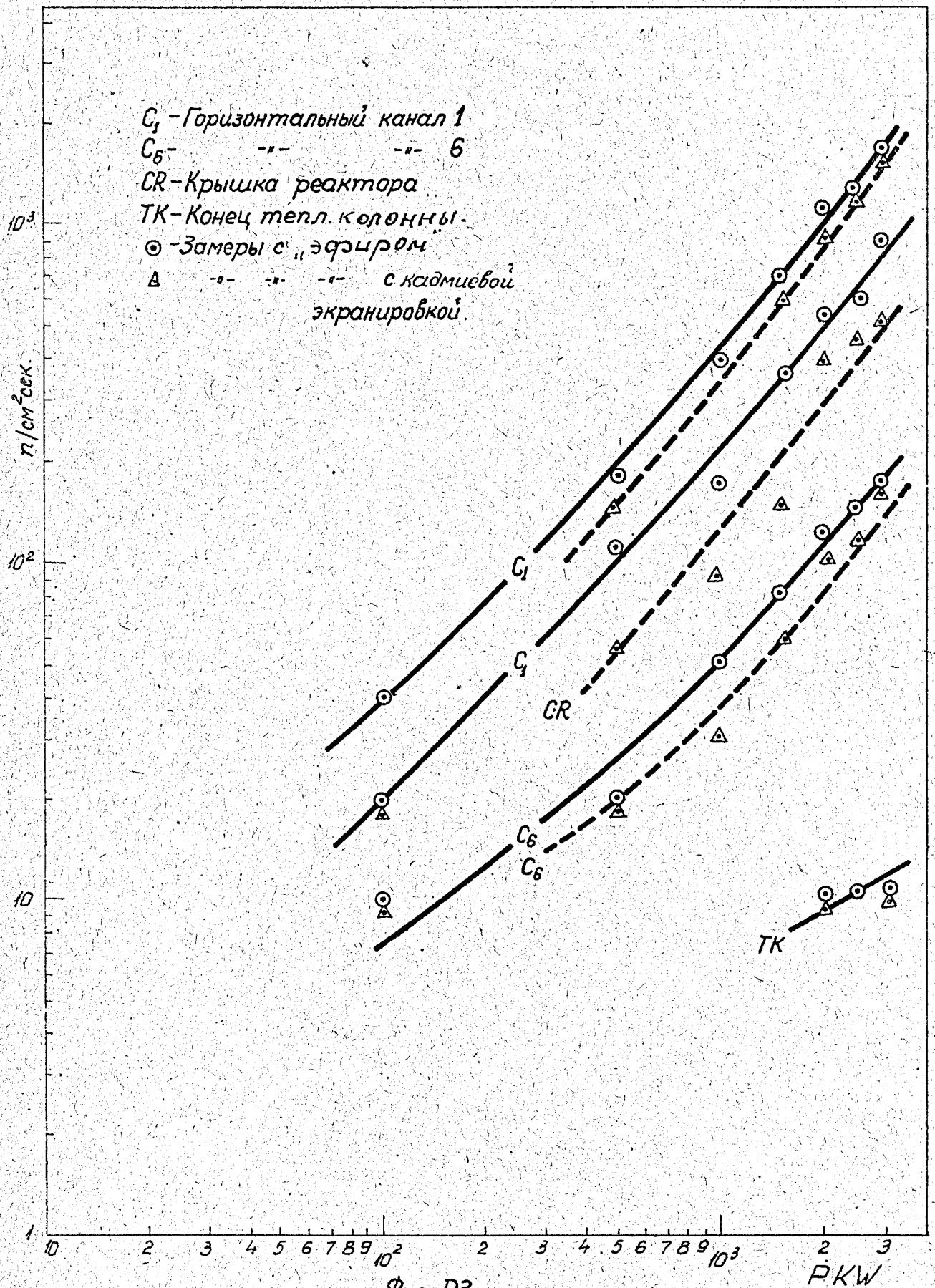
Таким образом, поток быстрых нейтронов уменьшился в 16,5 раз.



Фиг. Р 1. Места замеров действия защиты реактора в зависимости от его мощности.

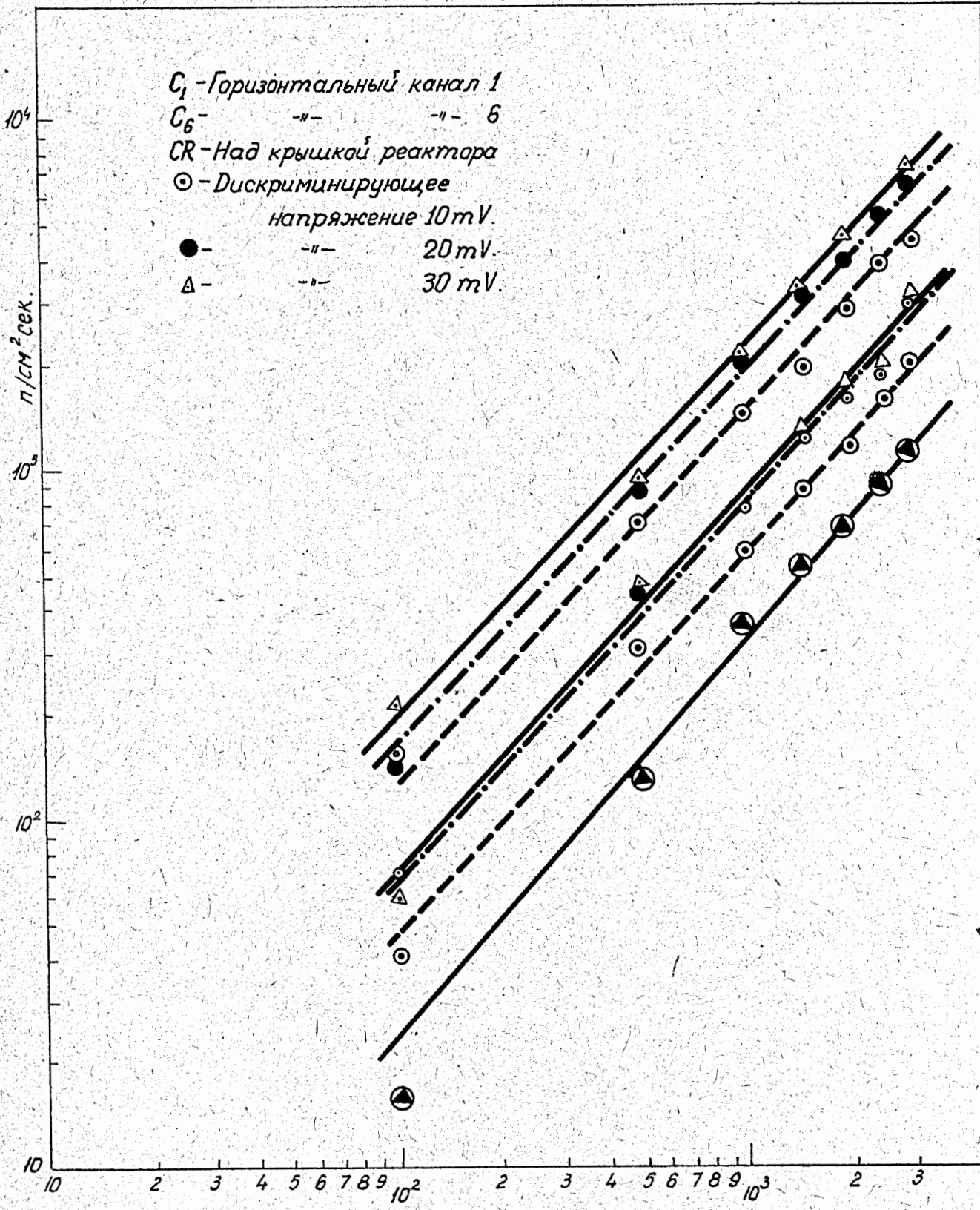


Фиг. P-2
 Изменение дозы γ -излучений в
 зависимости от мощности реактора.



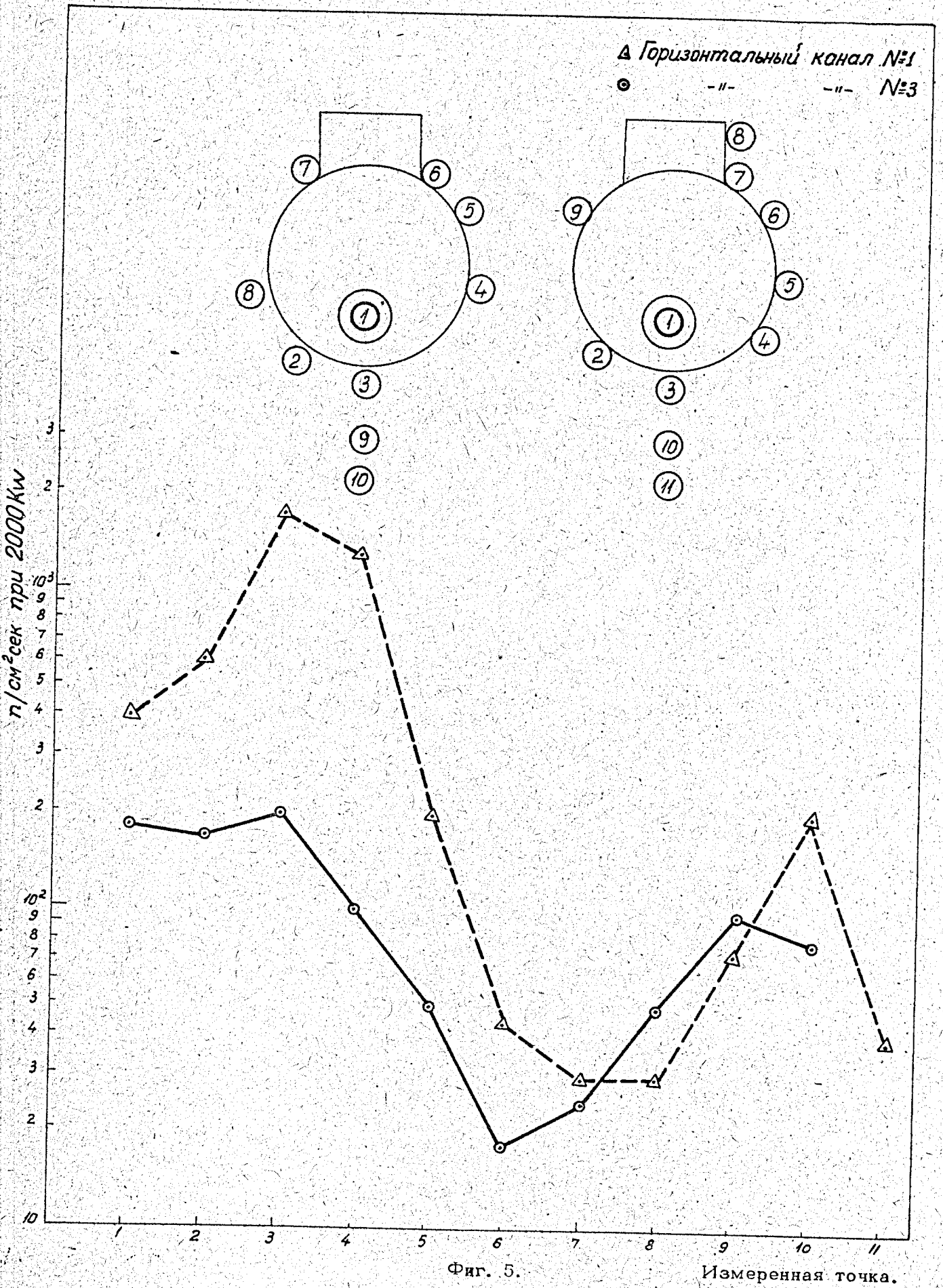
Фиг. РЗ.

Изменение потоков тепловых и надтепловых нейтронов в зависимости от мощности.



Фиг. P4.

Изменение потока быстрых нейтронов в зависимости от мощности.



(A) Поведение дистиллированной воды
первичного контура

Поведение дистиллированной воды первичного контура, служащей замедлителем и теплоносителем, изучалось по трем направлениям.

A-1 - Активность воды во время работы реактора.

A-11 - Радиолиз воды.

A-111 - Активация продуктов коррозии, накапливающихся в воде.

A-1. Активность воды от реакции $O^{16} + n, \gamma \rightarrow O^{17} \rightarrow N^{17}$ измерялась во время работы реактора в зависимости от мощности реактора и от расхода воды через первичный контур.

Замеры осуществлялись ионизационной камерой, установленной по проекту в насосной для этой цели.

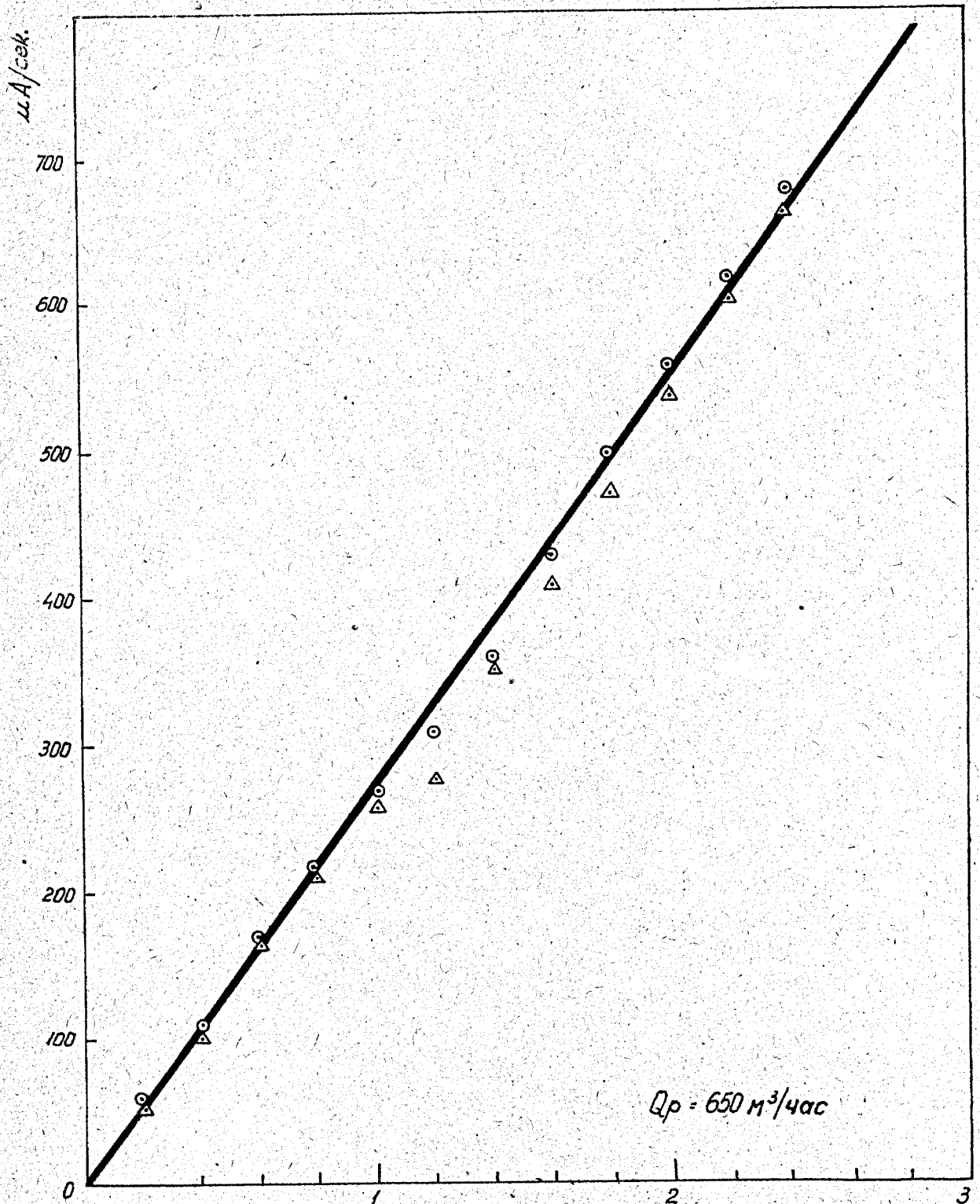
Полученные значения находятся в хорошем согласии с расчетными данными.

На фиг. A-11 дается изменение активности дистиллята в зависимости от мощности реактора, а на фиг. A-1,2-в зависимости от расхода его через первичный контур.

Значение активности воды может служить мерилom мощности реактора при постоянном расходе воды через первичный контур, если градируется активность в зависимости от тепловой мощности.

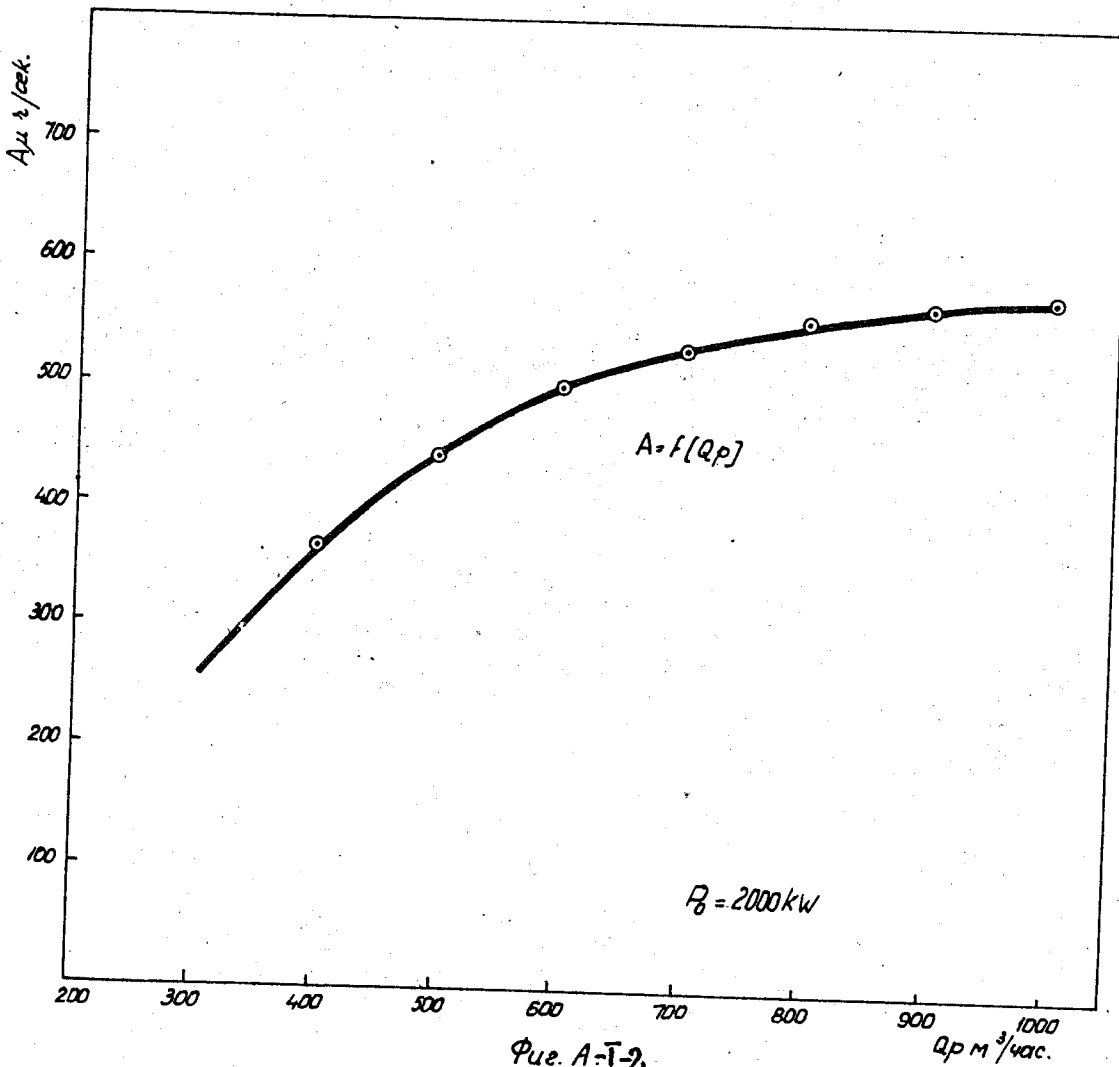
Не удалось получить ощутимой разницы между активностью "свежего" дистиллята / при заполнении реактора новым дистиллятом / и его активностью перед сбросом в могильники.

Эта разница могла бы получаться из-за активации при мощностях выше 100 KW продуктов коррозии, накопленных в воде.



Фиг. АІ-1

Изменение активности воды первичного контура при постоянном расходе и переменной мощности.



Фиг. А-1-2
Изменение активности воды при
постоянной мощности и переменном
расходе.

А-11. Радиолиз дистиллированной
воды

Для оценки количества газов от радиолиза воды в активной зоне в зависимости от мощности реактора была замерена скорость разложения воды в каналах 36/6 и 43/4 /см. фиг. 5 1 /.

Для этого использовался цилиндрический стеклянный сосуд, содержащий 200см³ воды и установленный симметрично относительно плоскости симметрии активной зоны по высоте. Непрерывно замеряли объем освобожденных газов манометрической установкой. Во время замеров поддерживали постоянную температуру воды с точностью в $\pm 2^{\circ}\text{C}$. Объем газов определялся при атмосферном давлении.

Замена стеклянного сосуда кварцевым не привела к заметному изменению скорости радиолиза.

Замеры осуществлялись при разных мощностях реактора.

Вода дистиллировалась электродистилляторами при реакторной установке. Ее характеристики следующие:

а/ рН ≈ 6

в/ твердый осадок 2,2 мгр/литр

с/ расход гиперманганата 0,6 мгр/литр

Такая вода используется в реакторе.

Так как температура облученной воды не превышала 25°C , можно считать, что освобождался газ Н₂, а перекись водорода оставалась в растворе.

На фиг. А-11-1 и А-11-2 видно, что при мощностях выше 100KW скорость разложения воды / количество газа, освобожденного из одного литра воды в час / растет пропорционально мощности реактора.

Ниже 100 кВт, в канале 36/6 замечается отклонение от линейной ее зависимости роста скорости радиолiza. Скорость радиолiza растет быстрее, чем мощность.

Это объясняется тем, что при низких мощностях чувствуется γ -фон от продуктов деления, накопленных в реакторе от предыдущей работы.

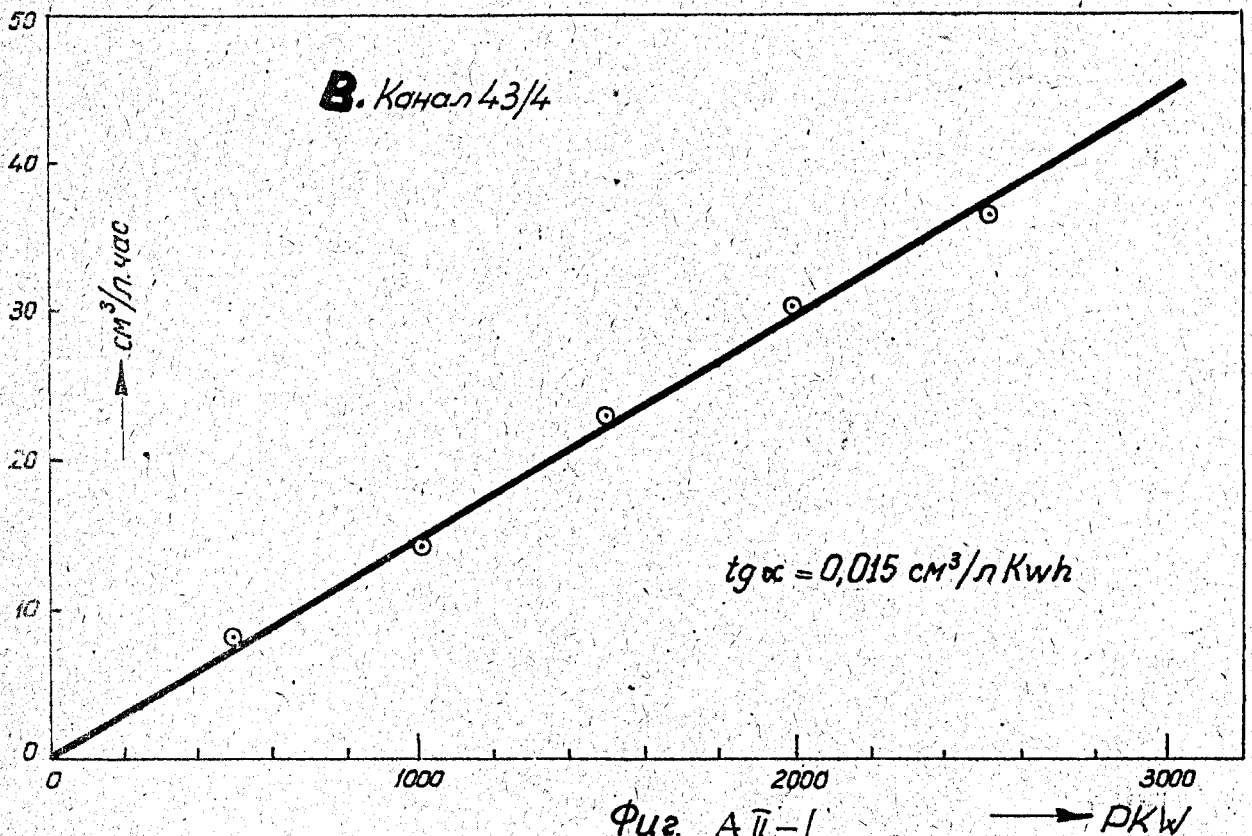
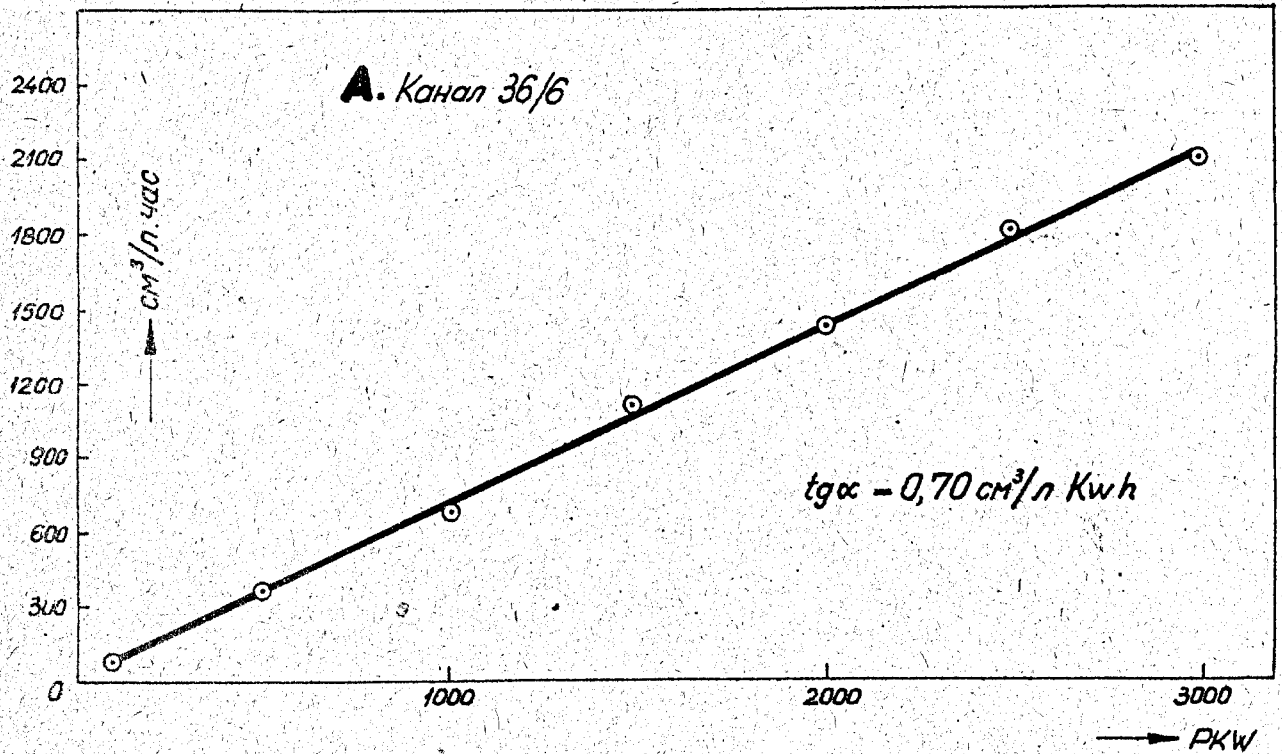
В таблице А-11-1 даются скорости радиолiza, потоки быстрых нейтронов, замеренные на Al и потоки γ -лучей в каналах 36/6 и 43/4.

С этими данными, зная распределение в активной зоне потоков быстрых нейтронов и γ -квантов, можно оценить полное количество освобожденных газов на один квт-час. Полученное значение согласуется удовлетворительно с данными проекта реактора ВВР-С.

Т а б л и ц а А-11.1

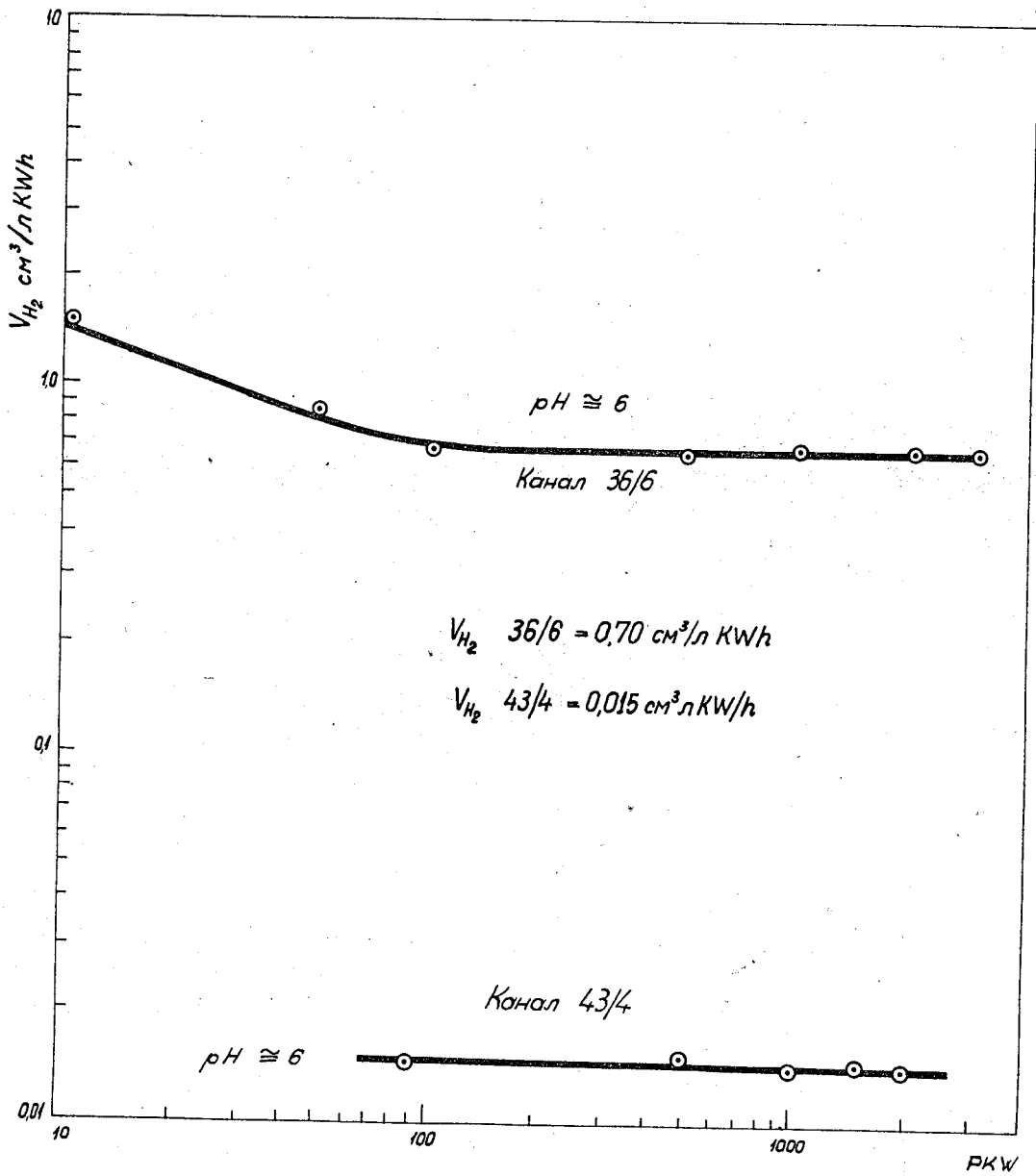
Скорость радиоллиза и потоки быстрых нейтронов и γ квантов в каналах 36/6 и 43/4

Место	Поток быстрых нейтронов $E_0 \geq 4,6 \text{ МэВ } Al(n,p)Mg$ $\left[\frac{n}{\text{см}^2 \text{сек KW}} \right]$	Поток γ квантов $\frac{\gamma}{\text{см}^2 \text{сек KW}}$	Скорость радиоллиза $\frac{\text{см}^3 \text{ ГАЗА}}{\text{ЛИТР } H_2O \text{ кВт-час}}$
36/6	$2,98 \cdot 10^9$	$2,35 \cdot 10^6$	0,70
43/4	$5,00 \cdot 10^7$	-	0,015



Фиг. А II-1

Скорость радиоллиза в зависимости от мощности



Фиг. А II - 2

Скорость радиолитиза воды в зависимости
от мощности реактора.

А-111. Радиоактивные элементы, накапливающиеся
в охлаждающей воде реактора

1. Ежедневно проверялась активность элементов, накопленных в воде, для определения коррозионных продуктов первичного контура, которые, переходя в воду, активируются.

Таким образом определяется радиоактивный нормальный фон охлаждающей воды, и вовремя можно будет обнаружить появление осколков деления в случае порчи алюминиевой оболочки тепловыделяющего элемента.

В качестве примера приведем шестимесячный период с момента заполнения первичного контура дистиллированной водой и до момента ее сброса.

В основном могут появляться следующие элементы в результате активации коррозионных продуктов: Fe , Al , Mg из реакций $Al(n,p)$ и Na из реакции $Al(n,\alpha)$.

У Na относительно малое время полураспада по сравнению с режимом работы реактора.

2. На фиг. А 111, 1 дается график работы реактора на протяжении трех месяцев.

На этом графике представлены

- энергия, выработанная реактором,
- интегральный расход, который влияет на коррозию,
- отношение времени работы ко всему времени, которое влияет на накопление радиоактивированных продуктов

На фиг. А 111, 2 видно каково количество Na в начале каждой недели в $\frac{\text{кюри}}{\text{литр}} \cdot 10^{-6}$. Изменение количества Na от недели к неделе может быть связано с графиком еженедельного изменения выработанной энергии, которое зависит от режима работы реактора. Реактор в среднем работает 10 часов в день на разных мощностях.

Однако, при сравнительно коротких промежутках времени работы реактора количество Na растет.

Количество радиоактивного Fe^{59} растет приблизительно пропорционально интегральному расходу почти до конца указанного периода.

Так как у Fe^{59} период полураспада относительно большой /47 дней/ по сравнению с режимом работы реактора, можно считать, что скорость перехода коррозированного железа в воду первичного контура пропорциональна интегральному расходу. К концу периода замечается быстрый рост количества радиоактивного железа, что указывает на усиление коррозии.

Это подтверждается и химическим путем.

Быстрый рост скорости коррозии может быть критерием для сброса и замены воды первичного контура.

3. Для проб воды, взятых из первичного контура в моменты времени, обозначенные на графике фиг. А111-1 точками 1,2,3, даются на фиг. А111 3, А111 4 и А111 5 результаты анализов по периодам полураспада и по энергиям.

В начале периода, сразу после замены воды, обнаруживается преобладание в ней S^{35} , которая полностью исчезает, спустя примерно четыре недели после начала работы реактора. К концу периода преобладает железо.

Замерялась активность твердого осадка, полученного испарением воды на алюминиевой подставке. Разделение по энергиям β -частиц производилось методом поглощения в алюминиевых фольгах.

Для измерения β -активностей использовали торцевой счетчик.

4. Для выявления элементов с коротким периодом полураспада брались пробы воды из первичного контура во время работы реактора при 2000 квт и сразу производились замеры. На фиг. А 111-6 даются полученные результаты. Разделяются следующие периоды полураспада: 9,5 мин., 30 мин., 2,5 час. и 15 часов.

Разделение по энергиям не могло быть осуществлено теми средствами, которые имелись в наличии у нас.

5. Для проверки перехода разных активностей, обнаруженных в воде, в воздух через деаэратор использовали контрольный фильтр активности воздуха из деаэратора.

Активация фильтра с момента его установки и до момента насыщения по активности, а также и его дезактивация после остановки прохода воздуха через него даны на фиг. А111-7.

Периоды полураспада, обнаруженные у фильтра, даны на фиг. А111-8 и равны 10 мин, 3 часам, 16 часам и 53 дням. На фиг. А111-9 ясно видно присутствие активности с периодом полураспада 53 дня и энергией 1,45 Мэв.

Это — активность паров воды, унесенных воздухом из деаэратора и осажденных на фильтре.

6. Период полураспада 53 дня замаскирован в воде периодом железа из-за принятого способа замеров. Энергия β - активности, соответствующая этому периоду полураспада, равна 1,45 MeV .

Это привело нас к выводу, что мы имеем дело со Sz^{89} . Наличие Sz^{89} в воде первичного контура может быть от Sz^{88} , остающегося в нержавеющей стали после металлургических обработок.

Данные, имеющиеся до сих пор, недостаточны и должны быть дополнены последующими замерами этой активности более точными методами.

7. Критический анализ периодов полураспада и энергий β -активностей, соответствующих этим периодам, привели нас к выводу, что мы имеем дело с элементами, указанными в табл. А 111-1. В этой же таблице даны и ядерные реакции, в результате которых могут получаться эти элементы во время работы реактора.

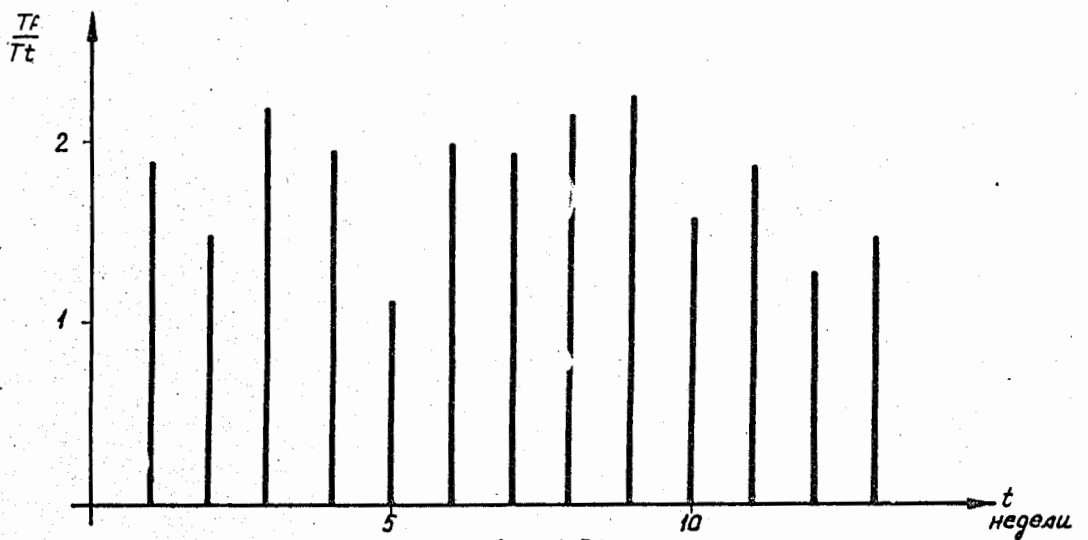
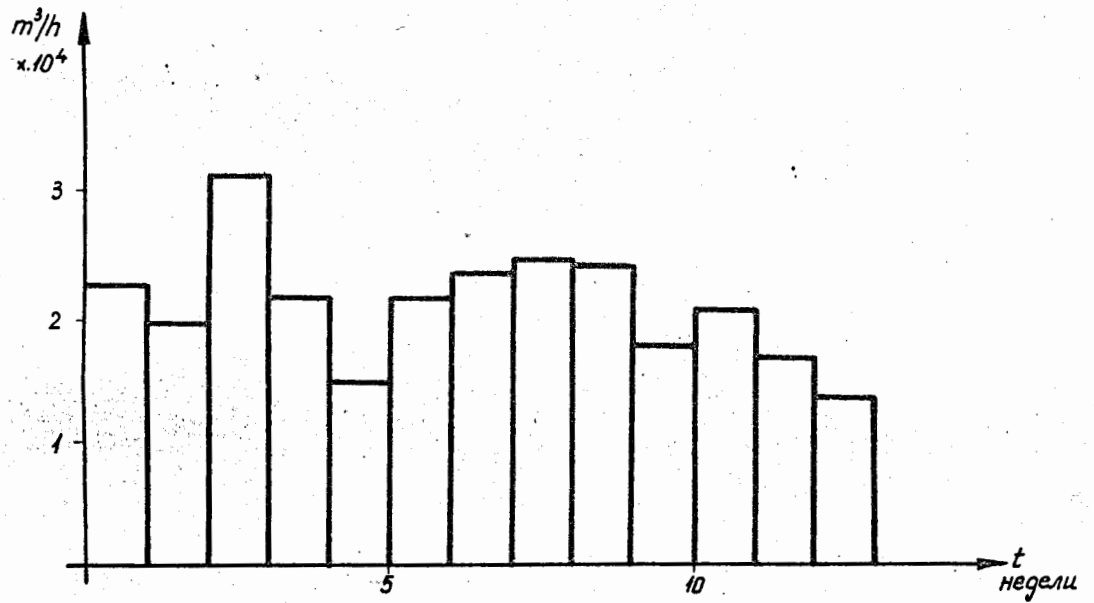
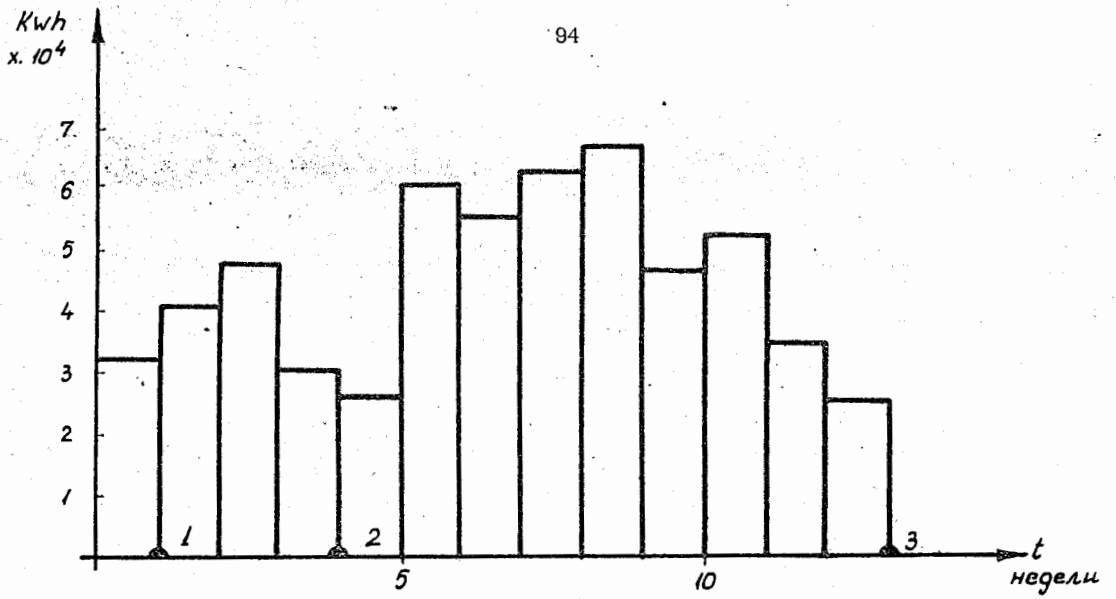
8. Радиоактивность воздуха над зеркалом воды в реакторе и воздуха из воздухобросной трубы исследовалась за мерами активностей соответствующих задерживающих фильтров.

Если время экспозиции фильтров меньше 30 дней, нельзя обнаружить активность выше естественной, полученной всасыванием воздуха из атмосферы через такие же фильтры.

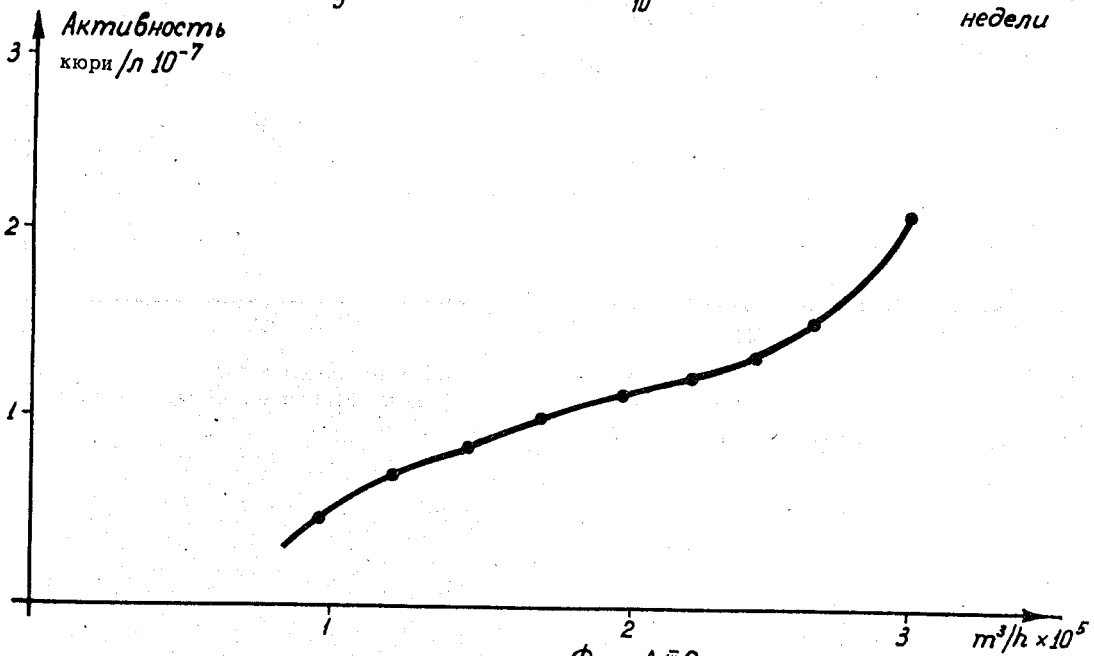
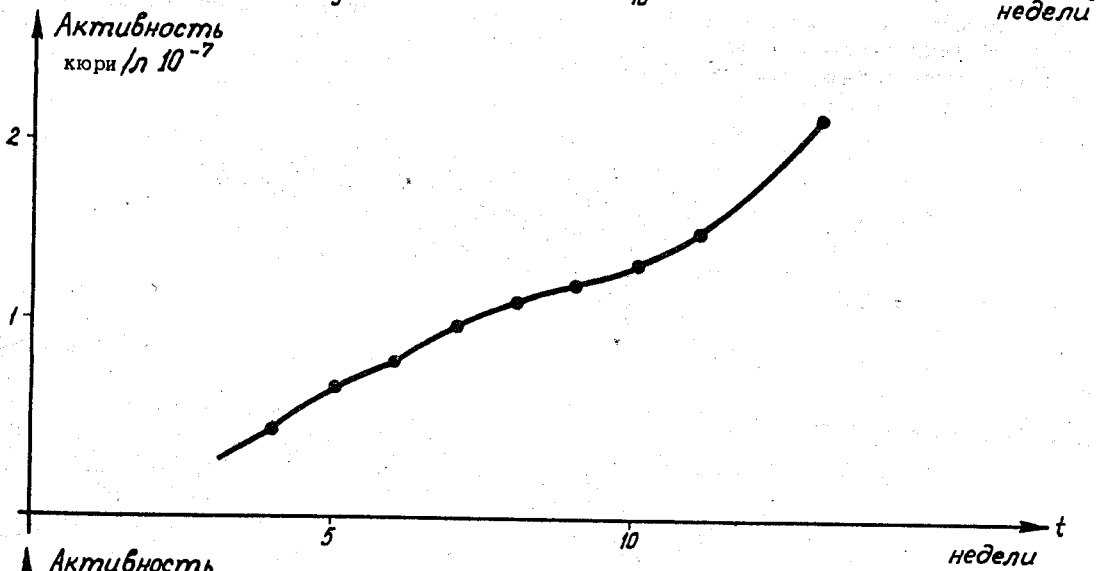
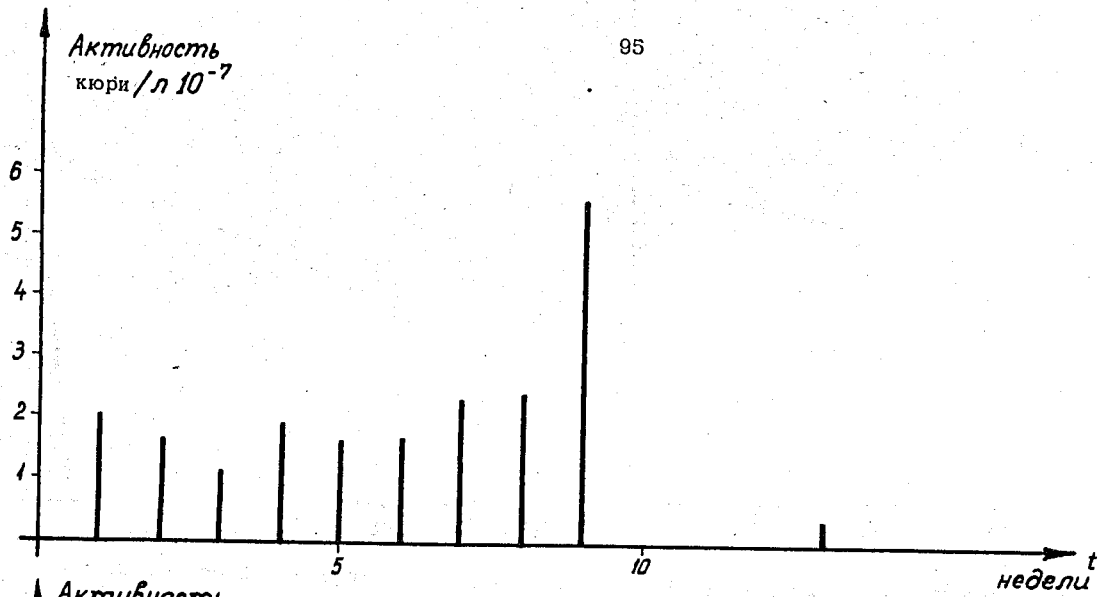
На фиг. A111.10 дается характерная кривая дезактивации фильтров. Она совпадает с такой же, представленной в работе P/230 на Женевской конференции 1955г., где делается анализ радиоактивных элементов, смешанных в атмосфере и дается активность фильтров.

Т а б л и ц а А-111-1

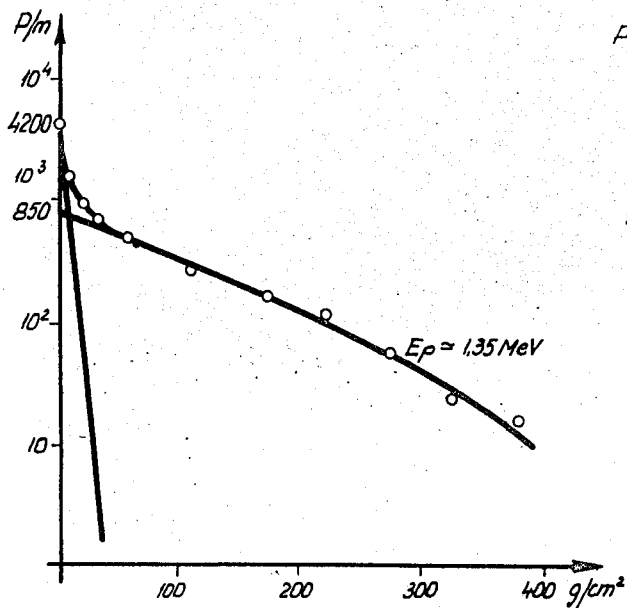
№ п/п	Период полураспада	Энергия частиц	Возможный элемент	Возможная ядерная реакция	Место взятия пробы
1	8,5 мин.	-	Mg ²⁷	→ Al ²⁷ (n,p)Mg ²⁷	вода и воздух
2	30 мин.	-	?	?	- " -
3	2,75 час.	-	Mn ⁵⁶	→ Mn ⁵⁵ (n,γ)Mn ⁵⁶	- " -
4	15 час.	-	Na ²⁴	→ Al ²⁷ (n,α)Na ²⁴	- " -
5	47 дней	0,25 и 0,45	Fe ⁵⁹	→ Fe ⁵⁸ (n,γ)Fe ⁵⁹	- " -
6	86 дней	0,15	S ³⁵	→ { S ³⁴ (n,γ)S ³⁵ [Cr ³⁵ (n,p)S ³⁵	вода
7	53 дня	1,45	Sz ⁸⁹	→ Sz ⁸⁸ (n,γ)Sz ⁸⁹	вода и воздух



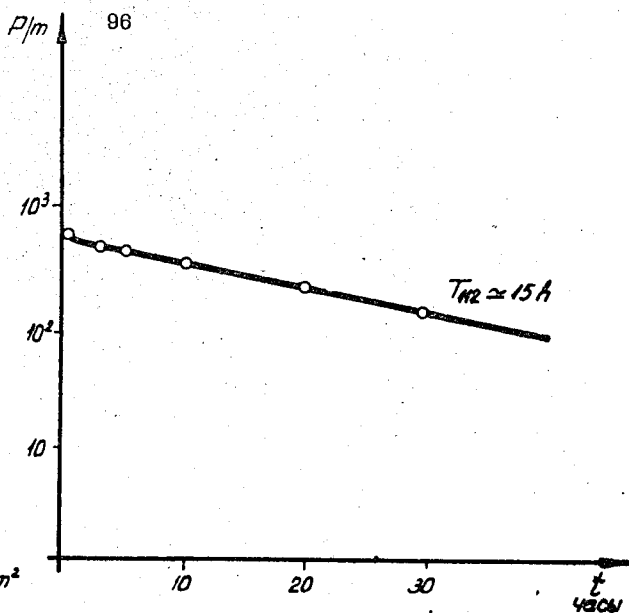
Фиг. А №1.



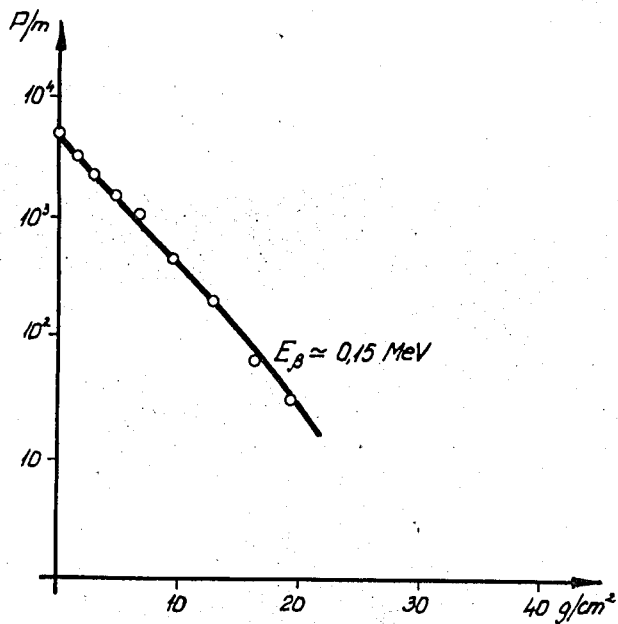
Фиг. А II 2



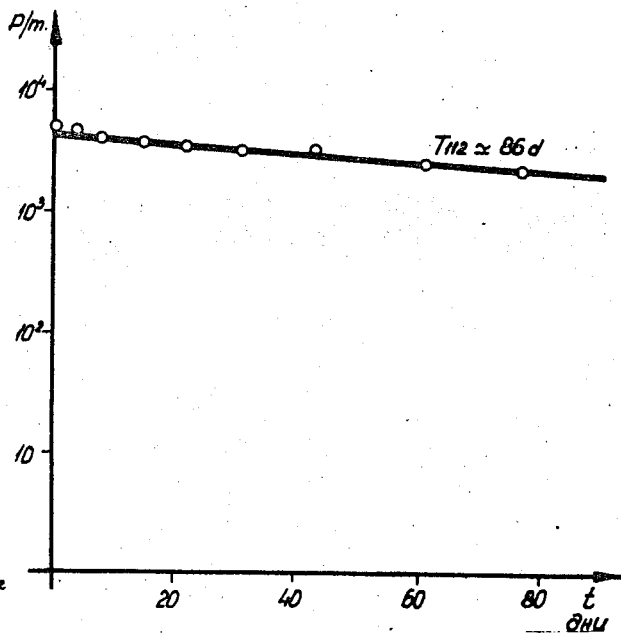
а. Поглощение в AZ радиоактивного излучения от твердого осадка 10 см^3 воды первичного контура. Энергии определены по толщинам половинного поглощения.



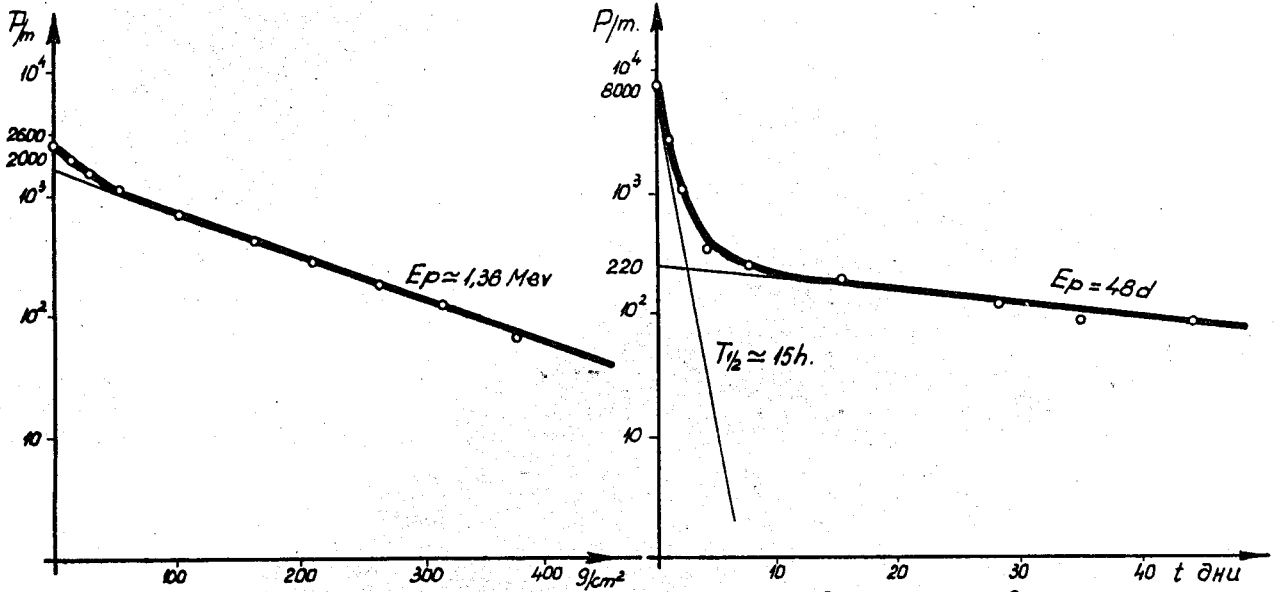
с. Дезактивация той же пробы. При замерах проба была покрыта фольгой 54 мкр , которая пропускает β -частицы с энергией $1,35 \text{ Мэв}$.



б. Поглощение в $AЕ$ радиоактивного излучения той же пробы спустя 14 дней.

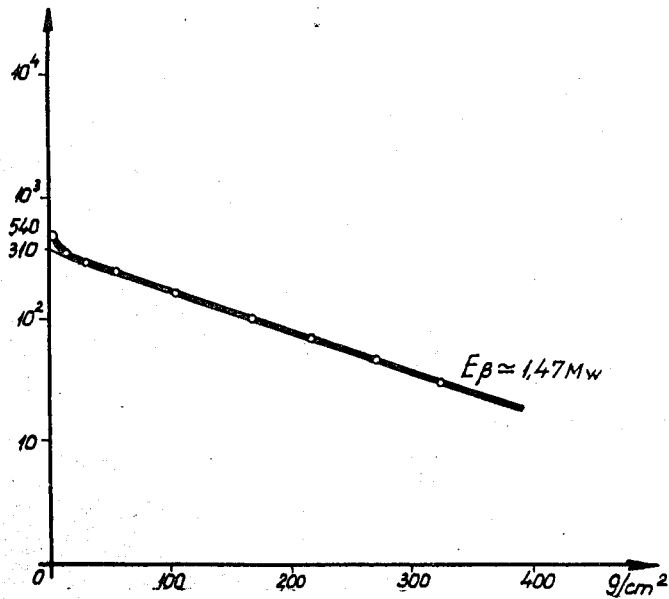


д. Кривая дезактивации той же пробы распада активности с энергией $1,35 \text{ Мэв}$.

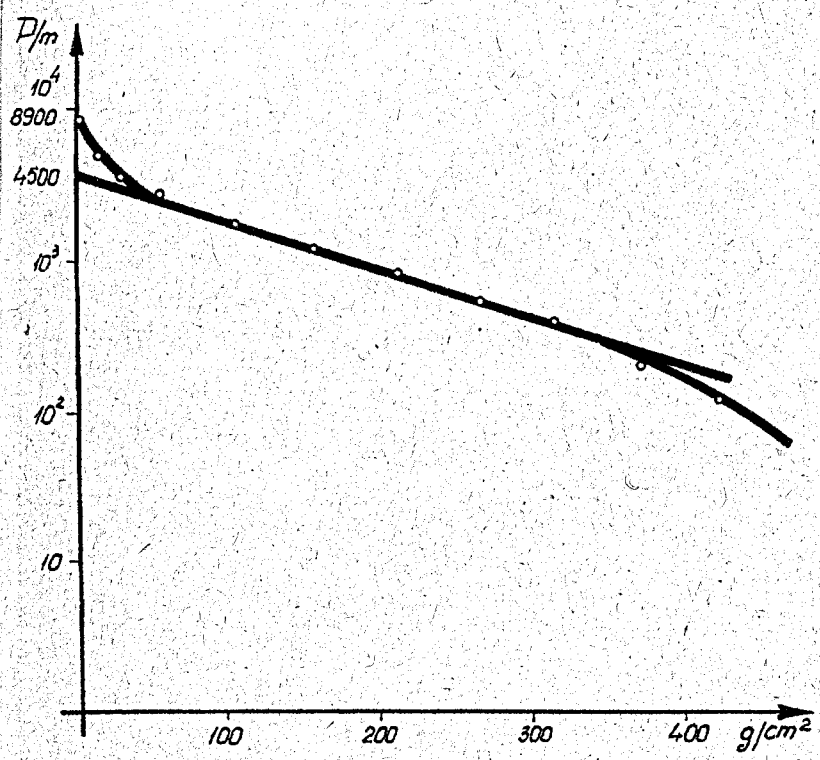


а. Замеры поглощения в Al радиоактивного излучения твердого осадка от 20 см^3 воды первичного контура. Замеры начались спустя 70 часов после остановки реактора.

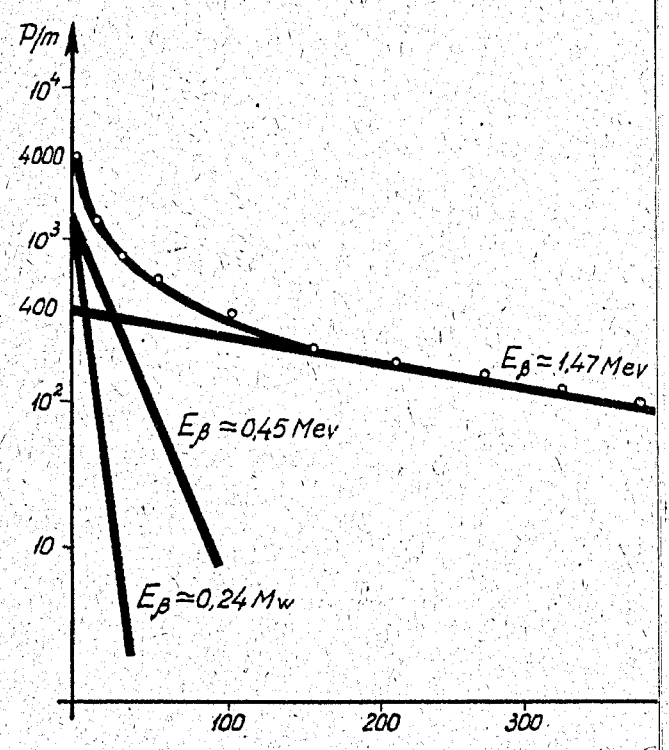
б. Кривая дезактивации той же пробы.



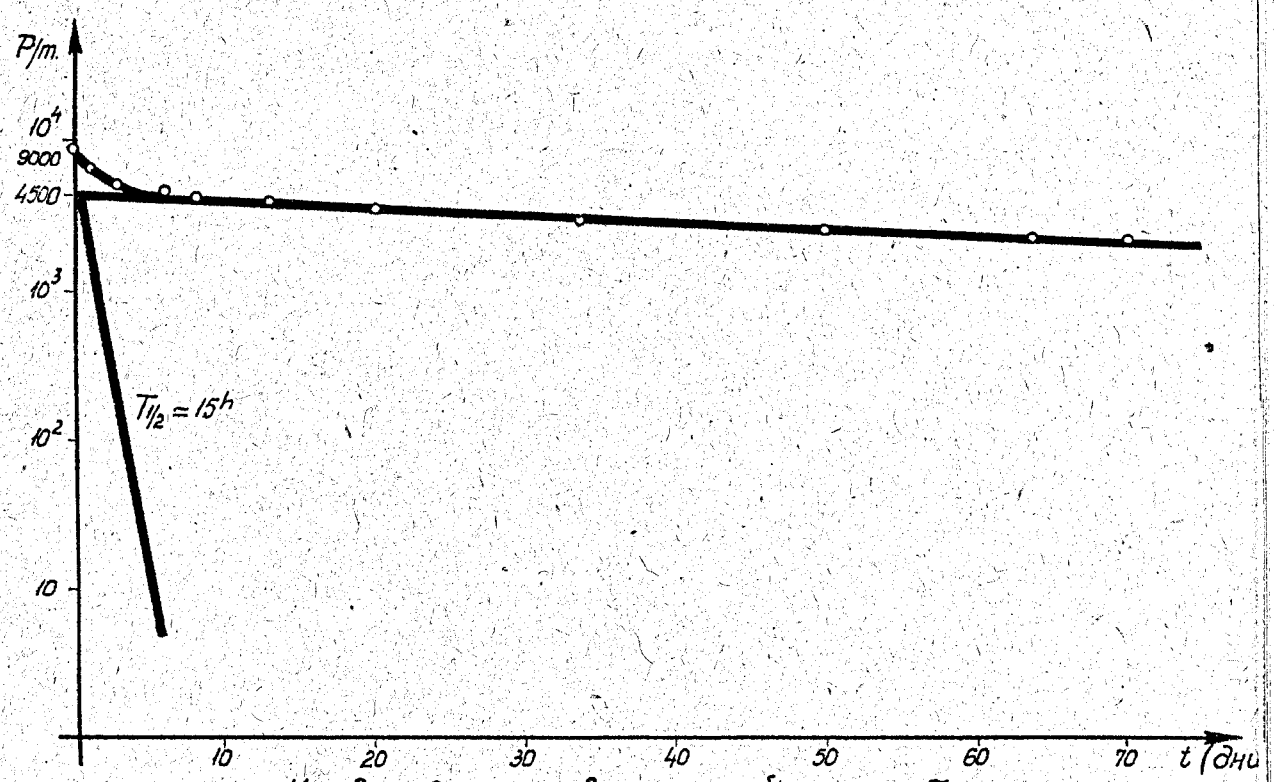
с. Поглощение в Al излучения той же пробы спустя 3 дня после взятия пробы.



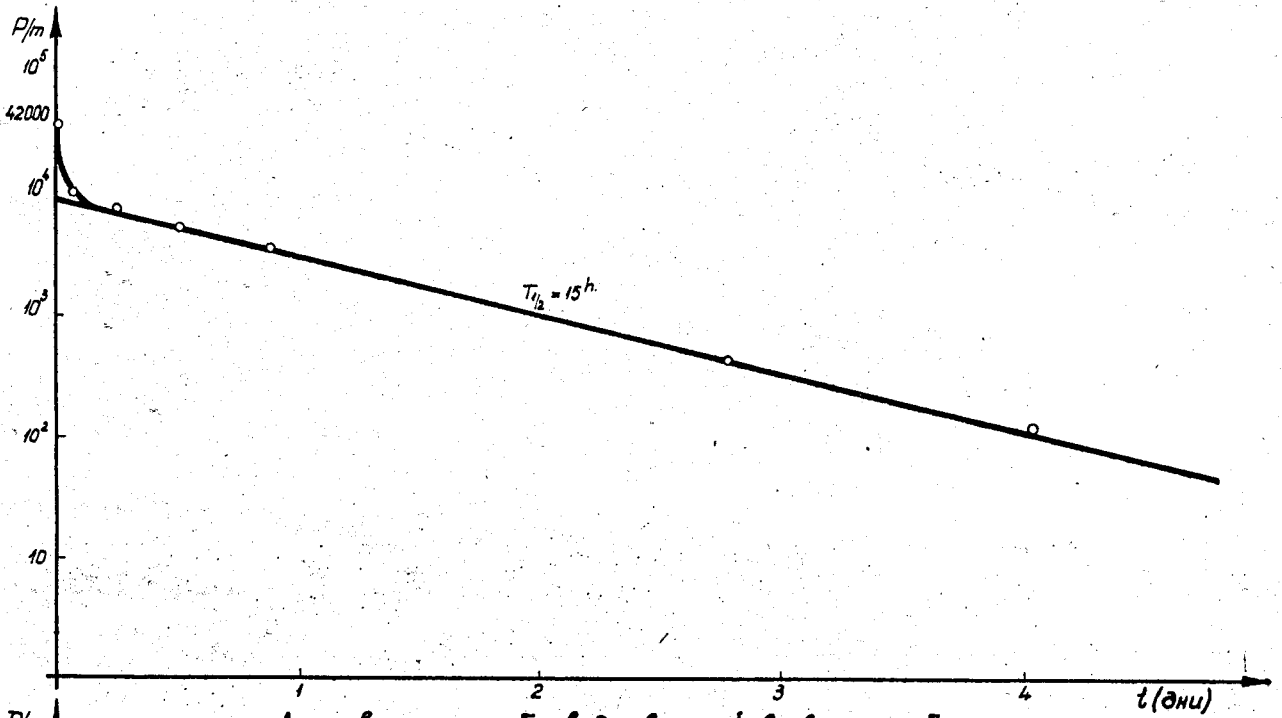
а. Поглощение в Al радиоактивного излучения твердого осадка от 200 см³ воды первичного контура.



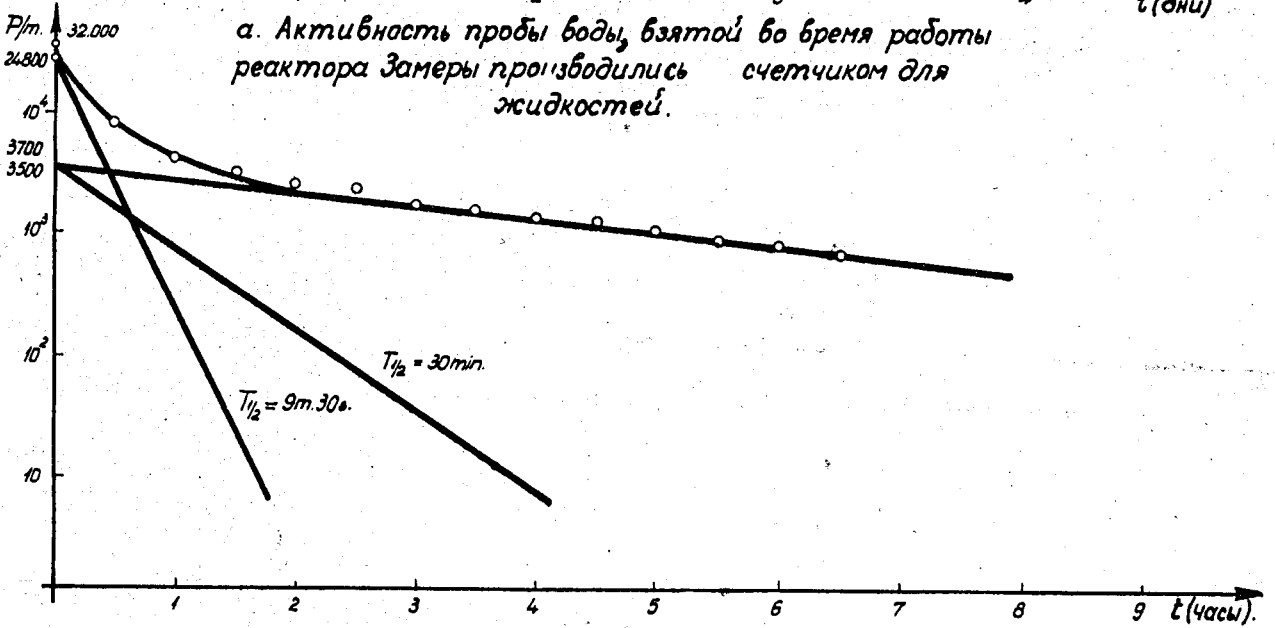
в. Поглощение в Al излучения той же пробы спустя 14 дней после замера в "а".



с. Кривая дезактивации той же пробы.

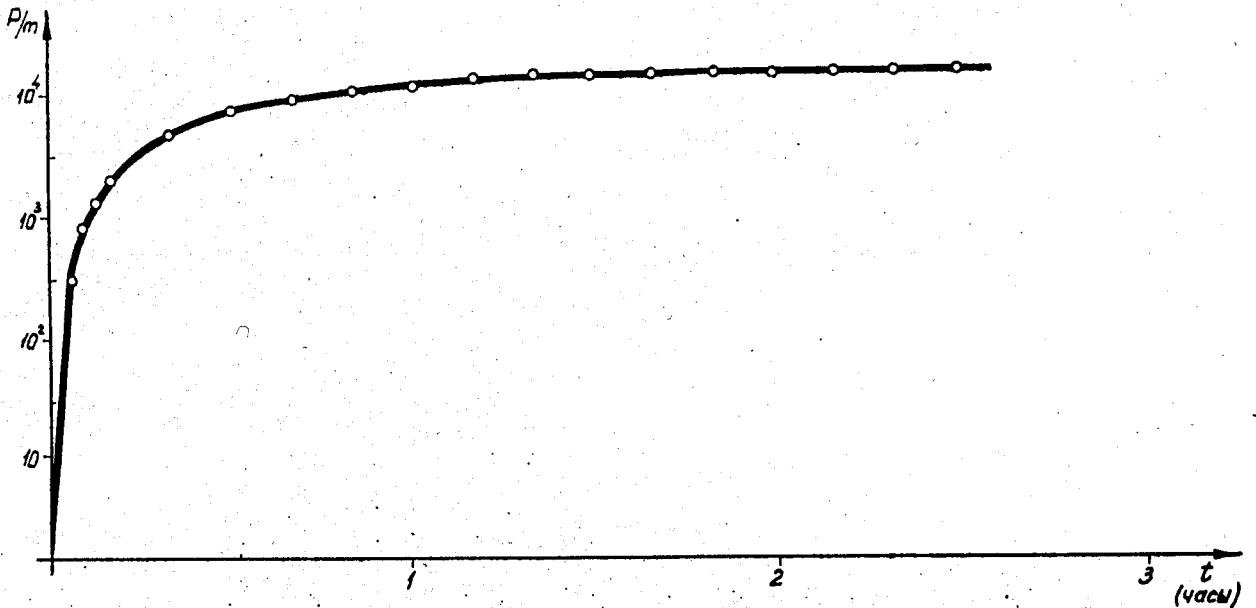


а. Активность пробы воды, взятой во время работы реактора. Замеры производились счетчиком для жидкостей.

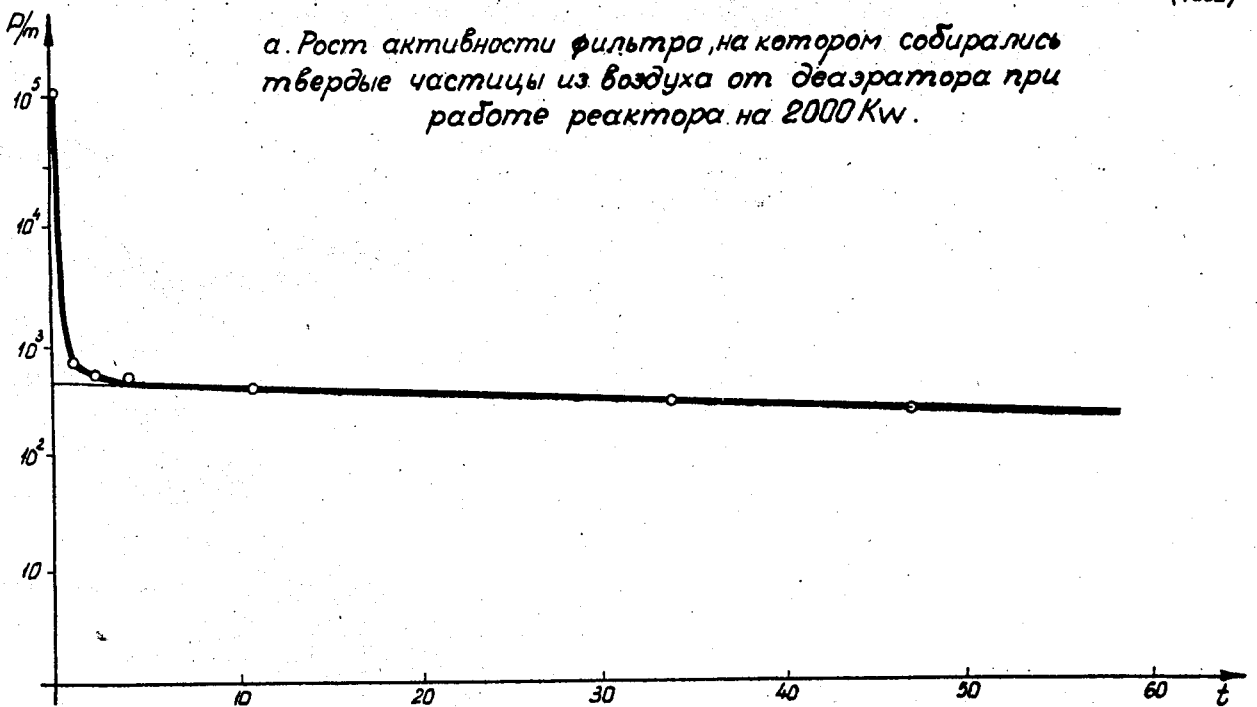


б. Разложение кривой 'а' для выявления коротких периодов.

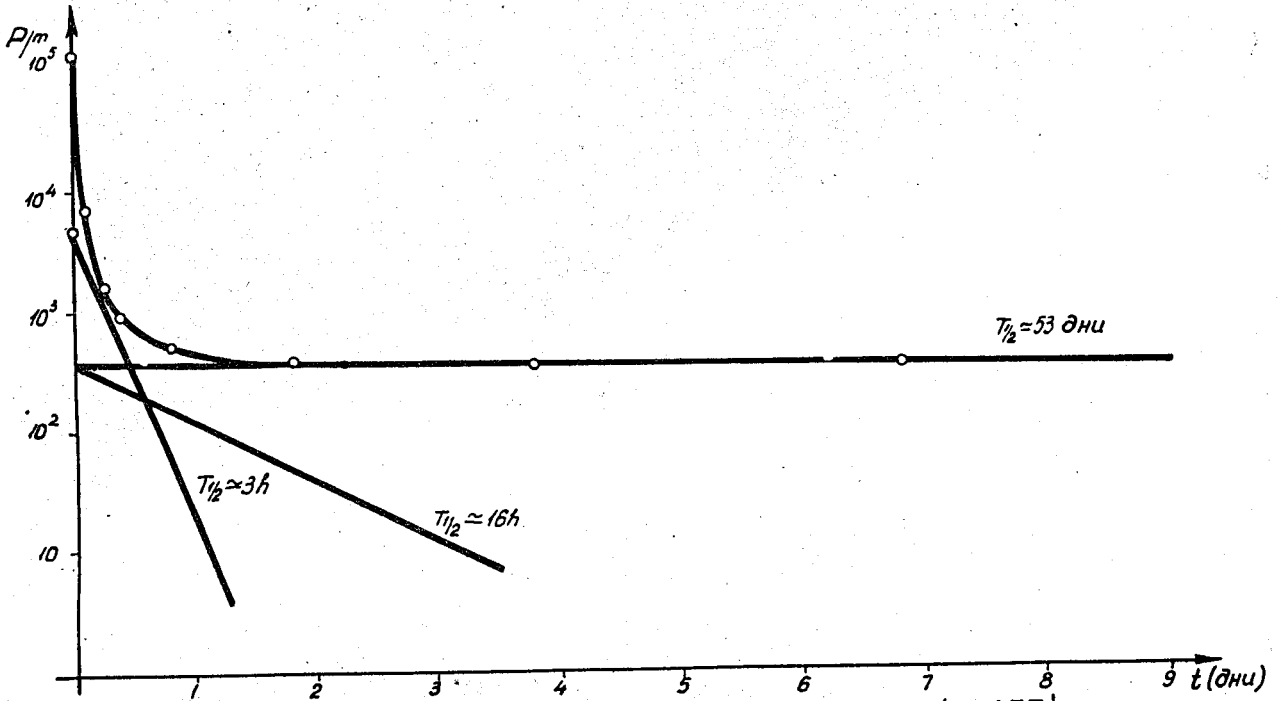
Фиг. А III Б.



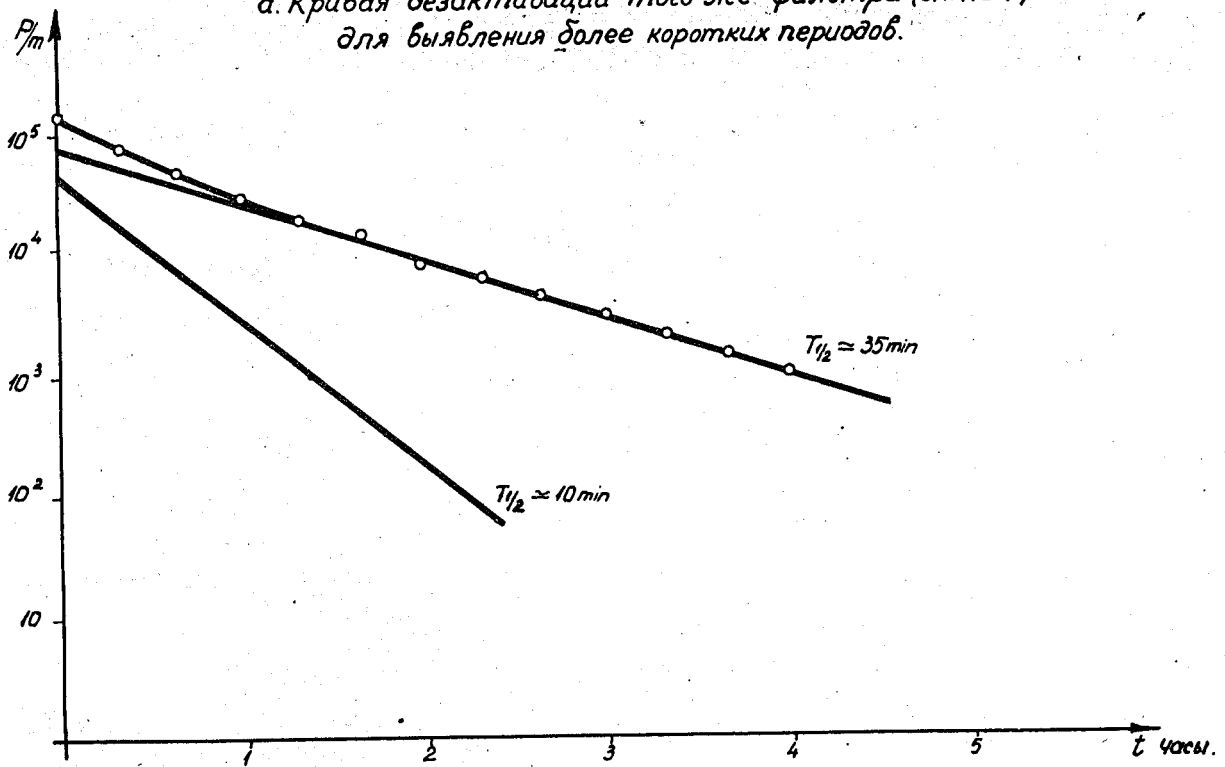
а. Рост активности фильтра, на котором собирались твердые частицы из воздуха от дезаэраатора при работе реактора на 2000 Квт.



б. Кривая спада той же активности после прекращения подачи воздуха.

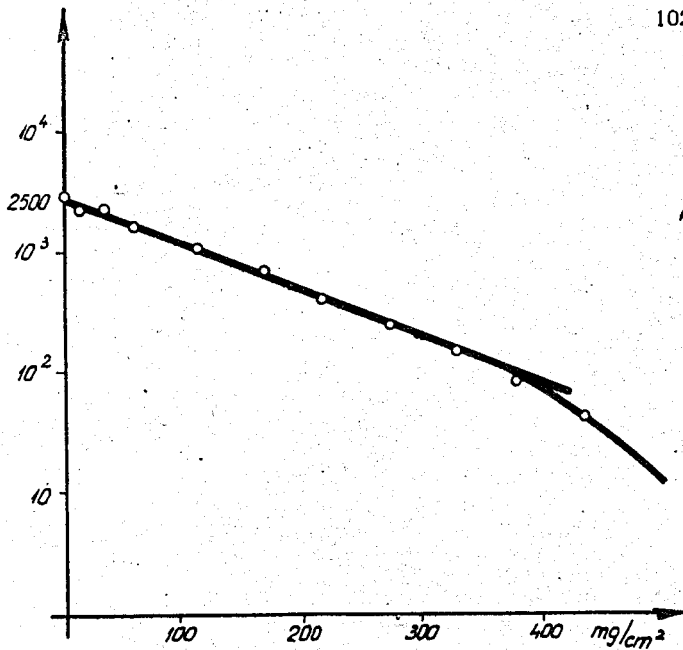


а. Кривая дезактивации того же фильтра (см. АШ7) для выявления более коротких периодов.

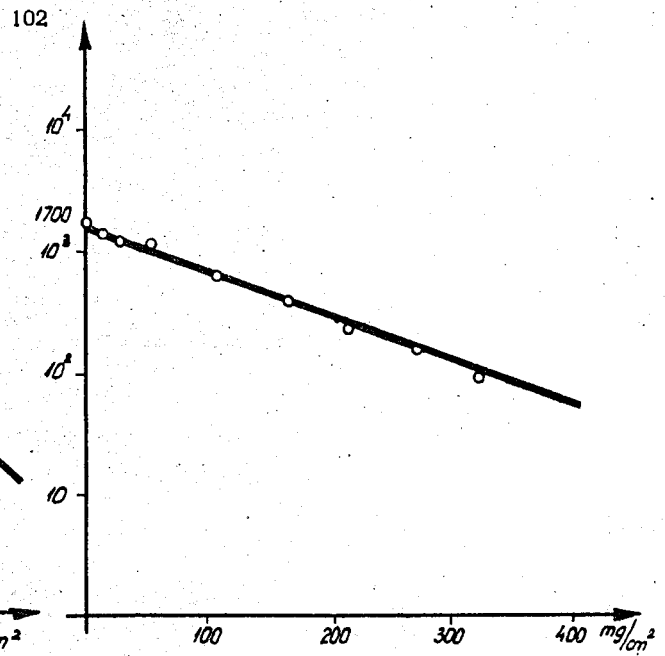


б. Разложения кривой АШ7.

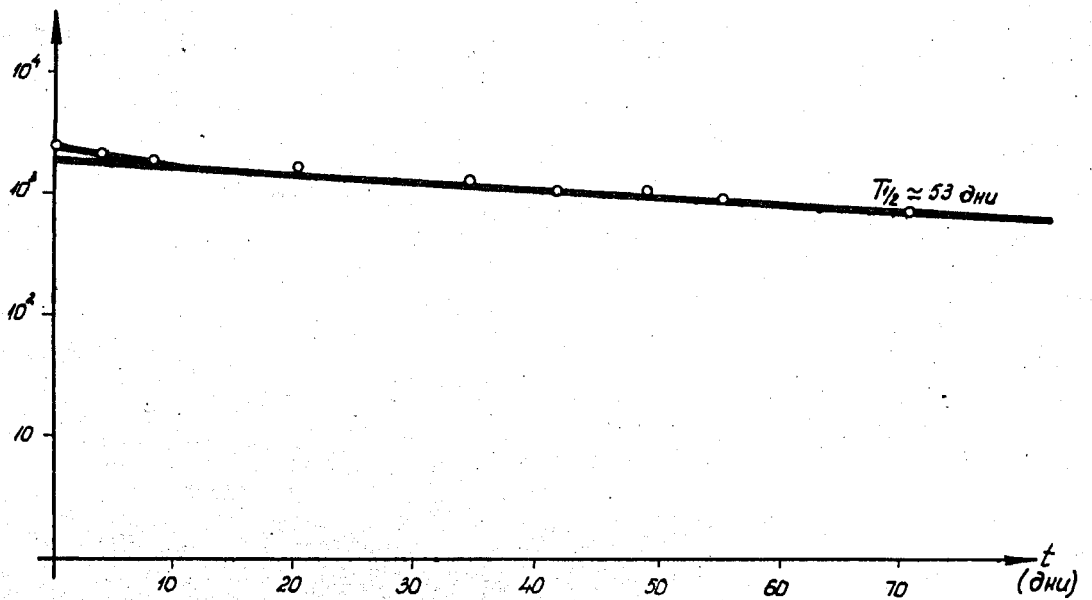
Фиг. АШ8



а. Кривая поглощения в Al отложений на фильтре, через который в течение 23 дней пропускали воздух из деаэратора.

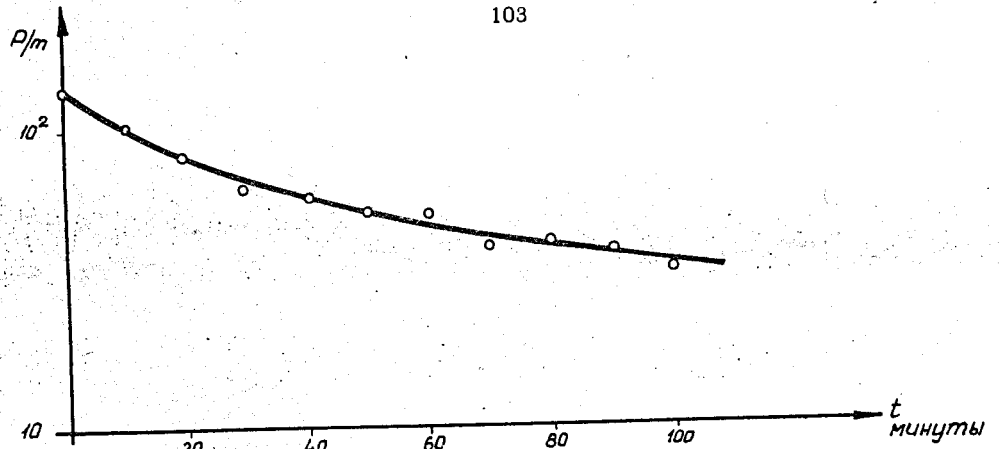


б. То же после 20 дней от первого замера.

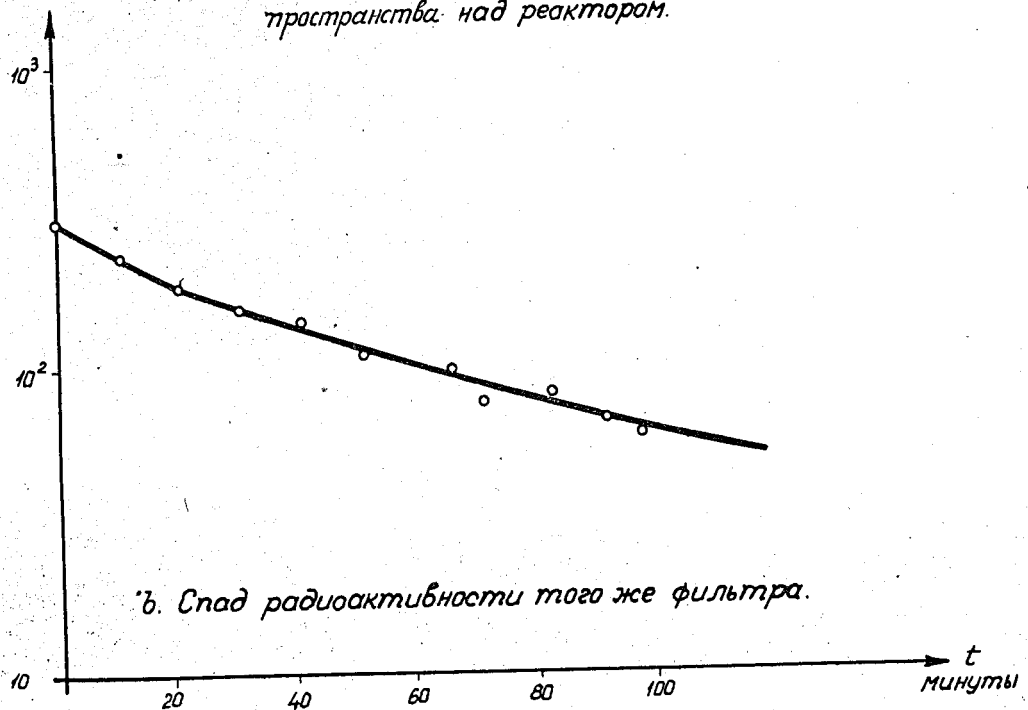


с. Кривая дезактивации того же фильтра.

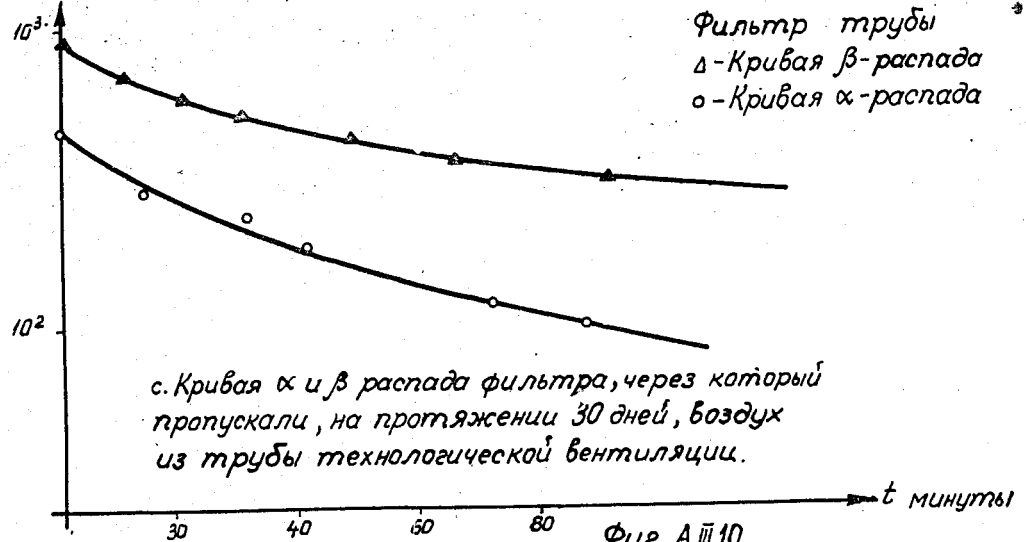
Фиг. А III 9.



а. Кривая спада радиоактивности фильтра, через который пропускали 5 м^3 воздуха из пространства над реактором.



б. Спад радиоактивности того же фильтра.



Фильтр трубы
 Δ - Кривая β -распада
 \circ - Кривая α -распада

с. Кривая α и β распада фильтра, через который пропускали, на протяжении 30 дней, воздух из трубы технологической вентиляции.