

НИИЭФА - П-В -- 0900

---

НИИЭФА П-В-0900

**НАУЧНО-ИССЛЕДОВАТЕЛЬСКИЙ ИНСТИТУТ  
ЭЛЕКТРОФИЗИЧЕСКОЙ АППАРАТУРЫ им. Д.В. ВЕРЕВОВА**

---

Астапкович А.М., Садаков С.Н.

**ЧИСЛЕННОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ СТАБИЛИЗАЦИИ  
ВЕРТИКАЛЬНОГО ПОЛОЖЕНИЯ ПЛАЗМЫ В ИТЭР**

**П р е п р и н т**

**МОСКВА  
ЦЕНТРОИЗДАТЕЛЬСТВО  
1992**

Астапкович А. М. Садаков С. Н. Численное моделирование стабилизации вертикального положения плазмы в ИТЭР: Препринт Б-0900. - М.: ЦНИИатоминформ, 1992, 21 с., с илл., цена 1 р. 30 к.

Работа посвящена численному анализу процессов стабилизации вертикального положения плазмы в реакторе ИТЭР. Расчеты выполнены по коду "EDUC-2" методом прямого численного моделирования переходных электромагнитных процессов с учетом эволюции положения, формы поперечного сечения и полного тока плазмы.

При моделировании свободного дрейфа плазмы по вертикали в реакторе ИТЭР со двоянными петлями пассивной стабилизации было показано, что учет эффектов деформации сечения и изменения тока плазмы приводит примерно к двукратному ухудшению параметров пассивной стабилизации по сравнению с расчетами для модели "жесткого смещения".

В методическом плане, учет эффектов деформации сечения и изменения тока плазмы требует уточнения определений для обратного инкремента вертикальной неустойчивости и для коэффициента запаса устойчивости.

Моделирование возврата плазменного шнура к положению равновесия после выключения катушек управления позволяет оценить необходимые параметры системы активного регулирования и продемонстрировать эффект реверса экраняющих токов в двоянных петлях.

Полученные результаты использовались при разработке концептуального проекта ИТЭР и повлияли на выбор концепции двоянных пассивных петель и нового положения катушек управления в качестве базовых технических решений.

## О Г Л А В Л Е Н И Е

В в е д е н и е.....	1
1. Моделирование вертикального дрейфа плазмы.....	3
2. Методические аспекты применения моделей деформируемого плазменного шнура.....	9
3. Моделирование процесса активной стабилизации.....	14
В в о д и.....	19
Список литературы.....	20

С Центральным научно-исследовательским институтом управления, экономики и информации Минатомэнергопрома СССР (ЦНИИатоминформ), 1992 г.

## ВВЕДЕНИЕ

В этой работе представлен краткий обзор результатов численного моделирования процессов пассивной и активной стабилизации вертикального положения плазменного шнура в реакторе ИТЭР /1,2/ с помощью кода EDDYC-2.

Реактор ИТЭР имеет массивный бланкет с большой кратностью секционирования по обходу тора ( $N_C = 48$  для внешнего бланкета) и плазму с сильно вытянутым сечением ( $K_S \approx 2.2$  по сепаратриссе).

В этой ситуации традиционные седловые петли уже не обеспечивают необходимый стабилизирующий эффект. Поэтому было предложено применить новую конфигурацию петель пассивной стабилизации - так называемые "двойные петли" ("twin-loops" - см. /3, 4/ и рис.1). По отношению к предыдущим проектам реакторов изменено и расположение катушек управления, также показанное на рис.1.

При разработке проекта в этой части использовались расчеты нескольких авторов /1, 4+6/. С методической точки зрения, они различаются прежде всего по типу реализуемой модели плазменного шнура. Большая часть работ выполнена для "модели жесткого смешения", и только расчеты по кодам EDDYC-2 /7/ и TSC /8/ основывались на моделях деформируемой плазмы.

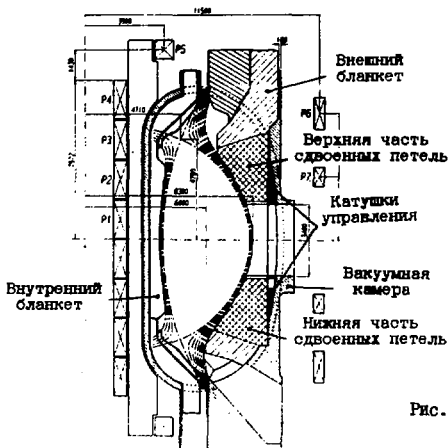


Рис.1. Вертикальный разрез ИТЭР

Первоначально требования к системе стабилизации по вертикали в проекте ИТЭР определялись в терминах "парциальных" показателей спада магнитных полей, создаваемых основными катушками поперечной системы, вихревыми токами и катушками управления.

На завершающих этапах концептуального проекта /1,6/ требования к структурам пассивной стабилизации были определены в виде двух основных параметров: коэффициента запаса устойчивости ( $n_B$ ) и обратного инкремента неустойчивости ( $T$ ). Взаимосвязь двух указанных подходов изложена, например, в работе /6/.

Параметр  $n_B$  характеризует только геометрические свойства, но не проводимость пассивных структур. Он определяется как соотношение стабилизирующей и дестабилизирующей сил, действующих на плазму при ее малом мгновенном смещении из точки равновесия:

$$n_B = \frac{|\partial f_B / \partial z| - |\partial f_d / \partial z|}{|\partial f_d / \partial z|}, \quad (1)$$

где  $f_B$  - стабилизирующая сила, обусловленная взаимодействием тока плазмы с магнитным полем вихревых токов, которые индуцируются в проводящих пассивных структурах и катушках при мгновенном смещении плазменного шнура "как целое", т.е. без изменения его конфигурации и полного тока;  $f_d$  - дестабилизирующая сила, обусловленная взаимодействием тока смещенного шнура с магнитным полем стационарной составляющей токов катушек поперечной системы.

Очевидно, что при  $n_B < 0$  вихревые токи не могут демпфировать вертикальное движение плазмы и оно происходит теоретически с альфеновскими временами (если не принимать во внимание эффекты возникновения токов "газо" - см./1/).

При  $n_B > 0$  наблюдается относительно медленный дрейф плазмы по вертикали, характерное время которого определяется величиной обратного инкремента вертикальной неустойчивости:

$$T = T_{st} \cdot n_B, \quad (2)$$

где  $T_{st}$  - постоянная времени затухания вихревых токов в пассивных структурах, пропорциональная толщине и проводимости их стенок.

Следует отметить, что такое определение параметров  $n_B$  и  $T$  соответствует понятию смещения плазмы "как целое", и предназначено для представления результатов расчетов на основе моделей недеформируемого плазменного шнура с неизменным током ("rigid displacement model"). Использование модели деформируемой плазмы с изменяемым током требует модификации определения этих параметров. Предложения по формальному определению подобных параметров

( $n_B^*$  и  $T^*$ ) в случае применения моделей деформируемой плазмы изложены во втором разделе данной работы.

При фиксированной геометрии всей системы, включая размеры сечения плазмы, расчетные значения  $n_B$  и  $T$  зависят прежде всего от параметров плазменного шнура:  $\beta_p$  и внутренней индуктивности ( $l_1$ ), а также от возможной вариации его большого радиуса ( $\Delta R$ ).

В проекте ИТЭР к системе пассивной стабилизации предъявляются следующие требования. Для номинальных параметров и положения плазмы ( $\beta_p = 0.6$ ,  $l_1 = 0.65$ ,  $\Delta R = 0$ ) требуется обеспечить:  $n_B \geq 1$ ,  $T \geq 20$  мкс, а для наиболее опасного сочетания ( $\beta_p = 0.05$ ,  $l_1 = 0.85$ ,  $\Delta R = 0.15$ ) необходимо иметь:  $n_B \geq 0.5$ ,  $T \geq 10$  мс.

Система активного управления положением плазмы по вертикали в ИТЭР характеризуется такими основными параметрами, как максимально допустимое исходное ("non-controllable") и полное ("controllable") смещение центра тока -  $\Delta Z_{DC}$  и  $\Delta Z_{max}$ , а также установленная мощность системы электропитания ( $P_{уст} = I_{max} \cdot U_{max}$ ).

Технические параметры системы активного управления положением плазмы по вертикали в ИТЭР были выбраны по результатам расчетов для модели "жесткого смещения" /1,2,5/. В разд.3 приведены результаты численного моделирования процесса возврата плазмы к положению равновесия с учетом эффектов деформации ее сечения.

Все расчеты выполнены по коду EBYUC-2 методом прямого численного моделирования переходных электромагнитных процессов в системе, включающей в себя: деформируемый плазменный шнур, одновентные петли пассивной стабилизации, проводящие конструкции blanketа и камеры, а также все катушки поперечной системы.

## 1. МОДЕЛИРОВАНИЕ ВЕРТИКАЛЬНОГО ДРЕЙФА ПЛАЗМЫ

Дискретизация расчетной области показана на рис.2. Участки пассивной петли на сегментах внешнего blanketа описываются с помощью 40 периодических независимых контуров со взаимными гальваническими связями (по методике, изложенной в /9/). При этом учитываются реальные размеры зазоров и активные сопротивления пластин на торцевых стенках сегментов blanketа. Для моделирования участков пассивных петель на камере используется 20 независимых периодических контуров со взаимными гальваническими связями. Стенка камеры на внутреннем обводе тора моделируется 28 кольцевыми коаксиальными контурами без взаимных гальванических связей. Сегменты внутреннего blanketа описываются 16 периодическими контурами без гальванических связей, что позволяет модели-

ровать только "циркулирующие", но не "седловые" токи (см. /1/).

Все катушки поперечной системы попарно симметричны относительно плоскости  $Z=0$  и соединены в 8 короткозамкнутых групп. 7 групп образованы парами многовитковых сверхпроводящих катушек, соединенных "согласно по току", а одна - парой медных трехвитковых катушек управления, соединенных "встречно по току". В базовом варианте активное сопротивление катушек управления  $\approx 30$  мОм.

Область возможного протекания тока плазмы разбита на 200 кольцевых контуров прямоугольного сечения (методика моделирования плазменного шнура изложена в /7/).

Вся расчетная схема симметрична относительно плоскости  $Z=0$ , но распределение токов в пассивных структурах, катушках и плазме может быть несимметричным.

Начальное распределение токов в плазме определяется по коду EDDYC-2 при заданных токах системы равновесия и в отсутствие вихревых токов. Естественная неустойчивость плазмы к смещениям по вертикали при этом подавляется введением условия симметрии распределения тока плазмы относительно плоскости  $Z=0$ , что эквивалентно действию "идеальной" системы вертикальной стабилизации. Численное моделирование дрейфа по вертикали начинается в момент снятия этого условия симметрии.

Непосредственно перед началом процесса численного моделирования задается произвольное, но достаточно малое начальное смещение токового центра плазмы ( $\Delta Z_0$ ) без деформации ее сечения и с сохранением полного тока (см. разд.2). При  $\Delta Z_0 = 0$  дрейф по вертикали минимизируется отчасти остаточной несимметрией в распределении тока плазмы, но в основном - за счет накопления погрешностей численного интегрирования.

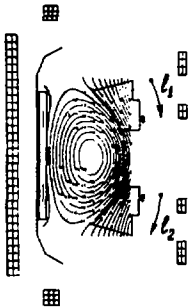


Рис.2. Расчетная схема ИТЭР для моделирования процессов вертикальной стабилизации и срыва тока плазмы по коду EDDYC-2

Один из проектных сценариев срыва в ИТЭР обозначается как "VDE" - "Vertical displacement event" [1]. Его начальной стадией является свободный дрейф плазмы по вертикали. Поэтому задача моделирования начальной стадии "VDE" фактически совпадает с задачей моделирования пассивной стабилизации вертикального положения плазмы. При расчетах по коду EDDUC-2 входные данные имеют вид:  $\beta_p(t) = \beta_p(0)$ ,  $I_1(t) = I_1(0)$ ,  $U_{\text{акт}}(t) = 0$  (подробнее см. [7]).

Рис.3 иллюстрирует эволюцию положения и формы сечения плазмы. Монотонное нарастание  $\Delta Z$  и уменьшение  $I_p$  завершается при  $t \sim 150$  мс финальным вертикальным броском плазменного шнура с коллапсом его сечения и исчезновением тока.

На рис.4 приведены кривые изменения во времени вертикального ( $\Delta Z$ ) и радиального ( $\Delta R$ ) положения плазмы, а также ее полного тока ( $I_p$ ). Поскольку во входных данных принято  $U_{\text{акт}}(t) = 0$ , то наблюдаемое на рис.4 спадание тока плазмы может быть объяснено только изменением индуктивности системы плазма-стенка в результате деформации сечения шнура.

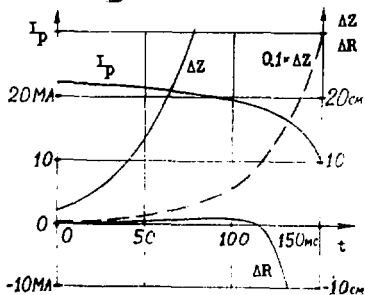
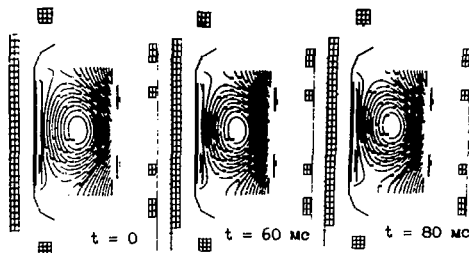


Рис.3. Результаты моделирования эволюции положения и формы сечения плазмы в варианте "VDE"

Рис.4. Изменение во времени вертикального и радиального положения ( $\Delta Z$  и  $\Delta R$ ) и полного тока плазмы ( $I_p$ ) в варианте "VDE"

Расчетные эпюры распределения продольных токов при  $t = 50 \text{ мс}$  приведены на рис.5.

Рис.6 [1] позволяет сопоставить результаты расчетов "VDE" по кодам EDDYC-2 и TSC. По рис.6 непосредственно определяется усредненный на некотором интервале времени инкремент вертикальной неустойчивости ( $\gamma^*$ ). Здесь и далее знаком "\*" помечены результаты моделирования с учетом деформации плазмы. Из рис.6 для EDDYC-2 имеем:  $\gamma^* \approx 31 \text{ с}^{-1}$ , а для TSC:  $\gamma^* \approx 23 \text{ с}^{-1}$  (или соответственно  $T^* \approx 32 \text{ мс}$  и  $T^* \approx 44 \text{ мс}$ ). Эти результаты достаточно близки между собой, а величина и знак их взаимного расхождения объясняются прежде всего

различиями применяемых моделей проводящих структур ("резистивные торцы" в EDDYC-2 и "сверхпроводящие торцы" в TSC).

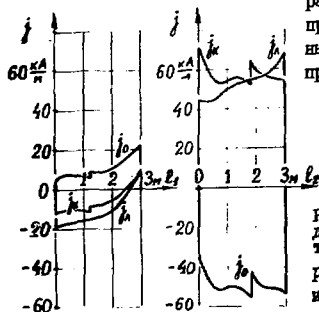


Рис.5. Эпюры плотности торoidalной составляющей вихревых токов на лицевых ( $j_D$ ) и обратных ( $j_0$ ) стенках blanket и на камере ( $j_K$ ) в функции от координаты малого обхода тора ( $l_1$  и  $l_2$  на рис.2) в варианте "VDE" при  $t = 50 \text{ мс}$

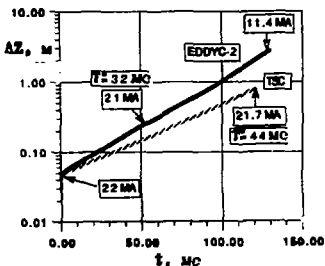


Рис.6. Сопоставление результатов моделирования "VDE" по кодам EDDYC-2 и TSC; сплошная линия: код EDDYC-2, прерывистая линия: код TSC



Сопоставим эти результаты с расчетами других авторов /5/ по модели "жесткого смещения" плазмы. При близких вариантах исходных данных для оболочечной модели проводящих структур в /5/ было получено:  $T \approx 60 \text{ мс}$  (или  $\gamma \approx 17 \text{ с}^{-1}$ ), а для упрощенного описания секционированных структур:  $T \approx 72 \text{ мс}$  ( $\gamma \approx 14 \text{ с}^{-1}$ ). Следовательно, учет эффектов деформации сечения плазмы при ее дрейфе по вертикали в данном случае приводит к почти двукратному уменьшению обратного инкремента неустойчивости.

Эффекты деформации сечения плазмы проявляются в следующей последовательности взаимосвязанных изменений.

- По мере дрейфа плазмы по вертикали возникает и нарастает несимметричная (верх-низ) деформация ее сечения (см. рис.3).
- В результате деформации сечения шнура постепенно возрастает индуктивность системы плазма-стенка.
- Увеличение индуктивности системы плазма-стенка при сохранении поткоосцепления плазмы приводит к спаданию ее полного тока, наблюдаемому на рис.4. В рассматриваемом конкретном случае этот процесс характеризуется следующей зависимостью:

$$\Delta I_p / \Delta Z \approx 50 \pm 60 \text{ кА/см.}$$

- Спадание полного тока плазмы по мере ее вертикального дрейфа разрушает симметрию токов в верхней и нижней частях пассивных петель, как показано на рис.5. В /1, 2/ такое распределение рассматривается как суперпозиция токов в "+/-" и "+/+" модах (" +/- " -одинаковые встречные, "+/+" -одинаковые согласно направленные токи).

Токи в "+/-" моде обусловлены движением плазмы по вертикали как целого и создают основной стабилизирующий эффект. Токи в "+/+" моде индуцируются в результате спадания тока плазмы. Они увеличивают квад-упольную составляющую полоидального магнитного поля и потому обладают дестабилизирующим действием. Качественное описание механизмов генерации в двоеенных пассивных петлях токов в "+/-" и "+/+" модах было первоначально дано Дж.Весли /1/.

Таким образом, основной эффект деформации сечения плазмы при ее дрейфе по вертикали заключается в генерации в двоеенных пассивных петлях токов в "+/+" моде. Из рис.5 и таблицы можно оценить соотношение токов в "+/+" и "+/-" модах. При  $t = 50 \text{ мс}$  это примерно 2:3. В седловых петлях генерация токов в "+/+" моде невозможна, но относительно слабые токи в этой моде могут индуцироваться непосредственно в стенках камеры.

Эффект генерации токов в "4-4" моде в принципе является негативным качеством новой концепции пассивной стабилизации и не отражается в моделях "жесткого смещения". Предлагаемая методика применения моделирования дрейфа деформируемой плазмы дает результаты, аналитически учитывающие этот эффект.

К моменту принятия технического решения в проекте /1/ были представлены результаты расчетов для пассивного варианта "сдвоенных петель" с применением моделей жесткой и деформируемой плазмы. При геометрических зазорах  $b_{\text{дв}} = 10$  мм (т.е. при электрических зазорах  $b_{\text{эл}} = 30$  мм) и номинальных параметрах плазмы модель "жесткого смещения" дает  $T = (30 \pm 70)$  мс, а модели деформируемого шнура, учитывающие эффекты генерации токов в "4-4" моде -  $T^* = (30 \pm 40)$  мс. Оба указанных значения формально удовлетворяют зафиксированному в проекте требованию  $T \geq 20$  мс, а для сдвоенных петель в таких условиях получается  $T \leq 10$  мс. Приведенные данные послужили основанием для принятия концепции сдвоенных петель в качестве базовой в проекте /1/.

В развитие концепции сдвоенных петель пассивной стабилизации был предложен /10/ вариант т.н. "симметричных сдвоенных петель" ("symmetric twin loops" - "STL"). Он предполагает размещение дополнительных сдвоенных петель на внутренней стороне тора, как это показано на рис.7.

Такая конструкция обеспечивает:

- лучшую стабилизацию по вертикали, особенно для плазмы, смещенной к центру тора;
- улучшение стабилизации положения плазмы по радиусу при малых и больших срывах /1/.

Указанные факторы делают концепцию "STL" весьма привлекательной для дальнейшей проработки.

Рис.7. Концепция "симметричных сдвоенных пассивных петель" - "STL"



## 2. МЕТОДИЧЕСКИЕ АСПЕКТЫ ПРИМЕНЕНИЯ МОДЕЛЕЙ ДЕФОРМИРУЕМОГО ПЛАЗМЕННОГО ШНУРА

Основным параметром, характеризующим качество системы пассивной стабилизации при учете деформации сечения плазмы, является обратный инкремент неустойчивости ( $T^*$ ).

При прямом численном моделировании "рейфа" плазменного шнура по вертикали параметр  $T^*$  определяется непосредственно из полуэмпирической кривой  $Z = z(t) / 1/:$

$$T^* = (t_2 - t_1) / \ln[Z(t_2)/Z(t_1)] . \quad (3)$$

Такое определение параметра  $T^*$  учитывает одновременно геометрические характеристики системы, влияние диссипативных процессов в пассивных петлях и эффекты деформации сечения плазмы.

С методической точки зрения, различие между моделями деформируемого и недеформируемого плазменного шнура состоит в разном числе разрешенных степеней свободы.

Модель жесткого смещения плазмы с неизменным током /5, 6/ имеет только одну степень свободы (движение по оси Z). "Аналитическая модель" деформируемой плазмы из /11/ имеет несколько степеней свободы (изменение Z, R,  $I_D$  и размеров сечения). Численные модели плазмы в кодах EDDYC-2 и TSC формально обладают значительно большим числом степеней свободы.

Выбор числа степеней свободы в распределении вихревых токов (количества "токовых мод") при описании проводящих конструкций для обеспечения самосогласованности должен соответствовать числу степеней свободы плазменного шнура.

Для модели "жесткого" смещения плазмы (имеющей одну степень свободы) вполне оправдан выбор "одномодового" описания вихревых токов /5/, когда закон их распределения полагается фиксированным, а в качестве переменной выступает величина полного тока в пассивных структурах. Модель "жесткого" смещения плазмы хорошо сочетается также с оболочечными ("многомодовыми") моделями проводящих конструкций /5,6/.

Большое число степеней свободы, присущее моделям деформируемой плазмы, требует применения "многомодовых" описаний распределения вихревых токов /7+9/. При этом должна обеспечиваться, как минимум, возможность генерации токов в "+/-" и "+/+" модах (см. разд. 1), а также седловых токов на лицевых поверхностях пассивных петель.

"Многомодовая" постановка задачи с учетом деформации плазменного шнура в общем случае выглядит следующим образом:

$$\frac{d(LI)}{dt} + RI = U - \frac{d(L_d I_d)}{dt} \quad (4)$$

$$F_d - F_s = M_p \frac{dv_p}{dt}$$

$$I(0) = I_0$$

где  $L$ ,  $R$  - матрицы индуктивностей и активных сопротивлений всех независимых контуров или "токовых мод", причем часть коэффициентов этих матриц изменяется в соответствии с эволюцией плазменного шнура;  $I$ ,  $I_d$  - вектора неизвестных и заданных токов;  $L_d$  - матрица взаимных индуктивностей контуров с неизвестными и заданными токами, также имеющая изменяемые коэффициенты,  $U$  - вектор электрических напряжений,  $F_d$  и  $F_s$  - полные вертикальные дестабилизирующие и стабилизирующие силы;  $M_p$  и  $V_p$  - масса и вертикальная скорость плазмы;  $I_0$  - начальные значения вектора  $I$ . (здесь приняты встречные условные положительные направления  $F_d$  и  $F_s$ ).

Основное различие между кодами TSC и EDDYC-2 состоит в представлении уравнения баланса сил. В TSC для ускорения вычисления используется известный прием искусственного многократного увеличения параметра  $M_p$ , а в EDDYC-2 на каждом шаге по времени за счет определения нового равновесного профиля плотности тока плазмы и положения сепаратриссы реализуется условие квазистационарности:  $F_d - F_s = 0$ .

Линеаризуя функции изменения всех параметров формы и размеров плазмы, ее собственной и взаимных индуктивностей, токов плазмы и пассивных петель от величины  $\Delta Z$  в малой окрестности точки равновесия, а также полагая в данной задаче  $U=0$ , систему (4) можно переписать следующим образом:

$$\left( L \frac{dI}{dz} + \frac{dL}{dz} \cdot I \right) \frac{dz}{dt} + R \cdot I = \left( L_d \frac{dI_d}{dz} + \frac{dL_d}{dz} \cdot I_d \right) \frac{dz}{dt}$$

$$2\pi \cdot R_p(z) \cdot B_r(z) \cdot I_p(z) + \frac{dW_m}{dz} = 0 \quad (5)$$

$$I(0) = I_0$$

где  $R_p(z)$  - средний радиус плазмы;  $B_r(z)$  - радиальная составляющая поля индуцированных токов;  $dW_m$  - приращение магнитной энергии плазмы в поле стационарных токов, обусловленное ее движением, деформацией и изменением полного тока.

## II

Система (5) содержит члены вида:  $L \cdot (dI_p/dz)$  и  $(dL_p/dz) \cdot I$ , характеризующие изменение собственной индуктивности и полного тока плазмы. Они могут быть интерпретированы как дополнительные составляющие радиального магнитного поля, которые учитываются непосредственно в процессе прямого численного моделирования. Оценить их масштаб можно по величине  $\Delta I_p$ . При  $\Delta Z_{\max} = 8$  см было получено  $\Delta I_p = -470$  кА, что составляет менее 2% от полного тока плазмы, но значительно превышает полные токи катушек управления и пассивных петель (см. таблицу).

В принципе, можно попытаться получить формальное выражение для параметра  $T^*$  через характеристические числа матрицы Якоби системы (5). На практике это потребовало бы разработки специализированного вычислительного кода и решения проблемы собственных чисел для плотнотной матрицы большой размерности. Поэтому представляется предпочтительным такой подход, когда все выходные характеристики системы определяются непосредственно по результатам прямого численного моделирования переходного процесса.

По аналогии с известным определением параметра  $m_B$  (1), предлагается ввести определение для аналогичного параметра -  $m_B^*$  с учетом эффектов деформации сечения плазмы и изменения ее тока:

$$m_B^* = \frac{|\partial I_B^*/\partial z| - |\partial I_d^*/\partial z|}{|\partial I_d^*/\partial z|}, \quad (6)$$

где  $I_B^*$  - стабилизирующая сила, обусловленная взаимодействием измененного тока смещенного и деформированного плазменного шнура с магнитным полем токов, индуцированных во всех проводящих конструкциях и катушках в предположении отсутствия диссипативных процессов;  $I_d^*$  - дестабилизирующая сила, обусловленная взаимодействием измененного тока смещенного и деформированного плазменного шнура с магнитным полем стационарной составляющей токов ( $I_d$ ) во всех катушках полой системы.

Покажем, как по результатам прямого численного моделирования может быть найдено значение параметра  $m_B^*$ .

Предположим, что в исходном состоянии (до начала процесса численного интегрирования) имеются некоторые равновесные токи в катушках ОПП, отсутствуют вихревые токи и задается некое малое начальное смещение плазменного шнура из точки равновесия на величину  $\Delta Z_1 = \Delta Z(t=0)$  без деформации его сечения и, соответственно, с сохранением полного тока (именно так задаются исходные данные в коде EDDYC-2).

С началом процесса численного интегрирования происходит быстрый переход плазменного шнура в новое - "квазиравновесное" положение:  $\Delta Z_2 = \Delta Z(t=0)$  (см. рис.8), где имеет место равенство дестабилизирующей ( $I_d^*$ ) и стабилизирующей ( $I_{S1}^*$ ) сил. Стабилизирующая сила помечена индексом "1", потому что она обусловлена движением плазмы из положения с ненулевым смещением  $\Delta Z_1$ .

В предположении о линейности функций изменения всех параметров формы и размеров плазмы, ее собственной и взаимных индуктивностей, токов плазмы и пассивных петель от величины  $\Delta Z$  в малой окрестности точки равновесия можно записать следующее условие баланса сил в точке  $\Delta Z_2$ :

$$(\partial I_{S1}^*/\partial Z) \cdot (\Delta Z_2 - \Delta Z_1) + (\partial I_d^*/\partial Z) \cdot \Delta Z_2 = 0,$$

или

$$\frac{(\partial I_{S1}^*/\partial Z)}{(\partial I_d^*/\partial Z)} = - \frac{\Delta Z_2}{\Delta Z_2 - \Delta Z_1}. \quad (7)$$

Из принятого определения коэффициента запаса устойчивости (6), с учетом (7) можно получить:

$$m_s^* = - \frac{\partial I_{S1}^*/\partial Z + \partial I_d^*/\partial Z}{\partial I_d^*/\partial Z} = - \frac{- \frac{\Delta Z_2}{\Delta Z_2 - \Delta Z_1} + 1}{1} = \frac{\Delta Z_1}{\Delta Z_2 - \Delta Z_1}. \quad (8)$$

Таким образом, количественная оценка параметра  $m_s^*$  может быть дана из сопоставления величин  $\Delta Z_1$  и  $\Delta Z_2$ , полученных прямым численным моделированием начальной стадии процесса "VDE".

Здесь необходимо пояснить различие между выражениями (6) и (8). В (6), как и в (1), сравниваются разное по величине силы  $I_S^*$  и  $I_d^*$ , вычисляемые при одинаковом смещении  $\Delta Z$ , а выражение (8) построено на сравнении разных величин смещений плазмы (в полях индуктированных и стационарных токов), при которых достигается равенство стабилизирующей и дестабилизирующей сил. Формальный следствием такого преобразования является невозможность получения отрицательных значений  $m_s^*$  из (8). На практике это не ограничивает возможностей методики, т.к. при  $m_s^* \rightarrow 0$  происходит потеря пассивной стабилизации, т.е.  $\Delta Z_2 \rightarrow \infty$ .

Расчеты при вариации  $\Delta Z_1$  (рис.8) дают такие пары значений:  $\Delta Z_1 = 1.11$  см и  $\Delta Z_2 = 2.5$  см, либо  $\Delta Z_1 = 2.22$  см и  $\Delta Z_2 = 4.8$  см. Соответственно из (8) получаем  $m_s^* = 0.80$  либо  $m_s^* = 0.86$ . Различия между этими двумя результатами объясняется не только погреш-

ностями численного решения, но и существованием некоторой зависимости  $m_s^*$  от  $\Delta Z_1$ . Поэтому для оценки значения  $m_{s0}^* = m_s^*(\Delta Z_1=0)$  используем предположение о линейной зависимости  $m_s^*$  от  $\Delta Z_1$ ; тогда получим  $m_{s0}^* = m_s(\Delta Z_1=0) = 0.74$ .

При близких входных данных "одномодовая" модель из [5] дает значение  $m_s = 1.19$ , т.е.  $(m_s - m_s^*) \approx (0.35 \pm 0.4)$ ,  $(m_s - m_{s0}^*) \approx 0.45$ .

Отметим, что для "одномодовых" описаний задача сводится к определению постоянных параметров  $T$ ,  $m_s = \text{const}(t, \Delta Z)$ , а "многомодовые" описания позволяют изучить функциональные зависимости  $T^*$ ,  $I_p$ ,  $dI_p/dz$ ,  $\Delta R = f(t, \Delta Z)$ . Расчетные зависимости этих параметров от  $\Delta Z$  для базового варианта ИТЭР представлены на рис.9. Отметим, что они дают оценку  $T_0^* = T^*(\Delta Z=0) = 0.25$  мс вместо усредненного на больших смещения значения  $T^* = 0.32$  мс.

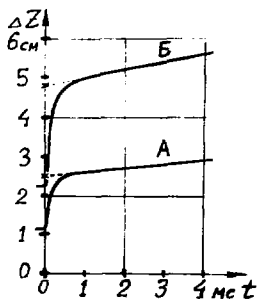


Рис.8. Начальные участки кривых  $\Delta Z = f(t)$ ; "А":  $\Delta Z_1 = 1.11$  см, "Б":  $\Delta Z_1 = 2.22$  см

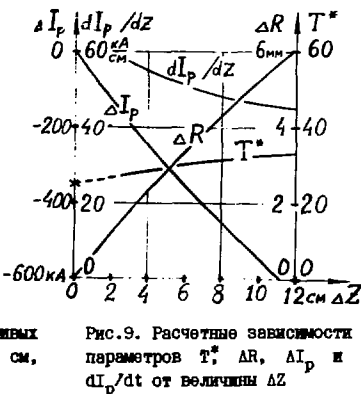


Рис.9. Расчетные зависимости параметров  $T^*$ ,  $\Delta R$ ,  $\Delta I_p$  и  $dI_p/dt$  от величины  $\Delta Z$

В заключение попытаемся сопоставить полученные параметры  $T^*$  и  $m^*$  как между собой, так и с соответствующими результатам для модели недеформируемой плазмы. Для этого вычислим отношения  $T_{st0}^* = T_0^* / m_{s0}^*$ ,  $T_{st}^* = T^* / m_s^*$ , и  $T_{st} = T / m_s$ :

$$T_{st0}^* = T_0^* / m_{s0}^* = 25 \text{ мс} / 0.74 \approx 33 \text{ мс}, \quad (9)$$

$$T_{st}^* = T^* / m_s^* = 32 \text{ мс} / (0.80 \pm 0.86) \approx (37 \pm 40) \text{ мс}, \quad (10)$$

$$T_{st} = T / m_s = 60 \text{ мс} / 1.19 \approx 50 \text{ мс}. \quad (11)$$

Величины  $T_{st0}^*$  и  $T_{st}^*$  имеют физический смысл неких усредненных постоянных времени затухания вихревых токов для всех учитываемых токовых мод, а  $T_{st}$  из (1) есть постоянная времени затухания токов в основной "+/-" моде. Поэтому перечисленные величины должны быть взаимно сопоставимы, но не равны друг другу.

Хорошее взаимное соответствие значений  $T_{st0}^*$ ,  $T_{st}^*$  и  $T_{st}$  в целом подтверждает правильность предложенных способов определения  $T^*$  и  $m_B^*$ .

Приведенные здесь результаты позволяют предложить следующий подход к анализу системы пассивной стабилизации.

На начальных этапах проектирования для быстрой оценки и сравнения между собой различных вариантов конструкций возможно использование моделей жесткого смещения плазмы. При этом следует иметь в виду, что пренебрежение эффектами деформации шнура вносит заметную систематическую погрешность: примерно +35 мс для параметра  $T$  и +0.45 для  $m_B$  в базовом варианте ИТЭР.

Поэтому на последующих этапах разработки проекта необходимо проведение поверочных расчетов методом прямого численного моделирования с применением МГД-равновесных кодов и "многомодовых" описаний вихревых токов.

### 3. МОДЕЛИРОВАНИЕ ПРОЦЕССА АКТИВНОЙ СТАБИЛИЗАЦИИ

Параметры системы активного управления положением плазмы по вертикали в ИТЭР были выбраны по результатам работ /4+6/ с использованием модели "жесткого смещения плазмы". Здесь представлены результаты расчетов с применением модели деформируемой плазмы. Они получены методом прямого численного моделирования переходных электромагнитных процессов в системе, включающей в себя деформируемый плазменный шнур, двоянные петли пассивной стабилизации, основные проводящие конструкции и все катушки полоидальной системы.

Последовательно анализируются две стадии процесса: свободный дрейф плазмы по вертикали при замкнутых накоротко катушках управления и возврат ее к точке равновесия после приложения к катушкам прямоугольного импульса напряжения.

Расчетная модель всей системы и начальные условия идентичны тем, которые использовались при моделировании процесса пассивной стабилизации. Поэтому характер движения плазмы и изменения всех токов до подачи импульса напряжения не отличается от результатов для варианта "VDE", представленных на рис.4+5.



... (U = 2.5кВ или 417 В/виток) прикладываем к катушке в момент t = 20 мс, когда вертикальное смещение плазмы составляет ΔZ = 5.17 см. С этого момента начинается подъем тока в катушках управления (до 80 кА/виток), постепенное торможение плазменного шнура, его остановка примерно к моменту t = 60-70 мс (ΔZ<sub>max</sub> = 8.1 см) и относительно быстрый возврат к точке равновесия. Далее этот вариант моделирования обозначается аббревиатурой "VCE" ("vertical control event").

Кривые изменения положения и тока плазмы, напряжения и тока катушек управления, а также полных токов в пассивных структурах для варианта "VCE" приведены на рис.10. На рис.11 показаны эпюры распределения вихревых токов в пассивных петлях при t ≈ 50 мс.

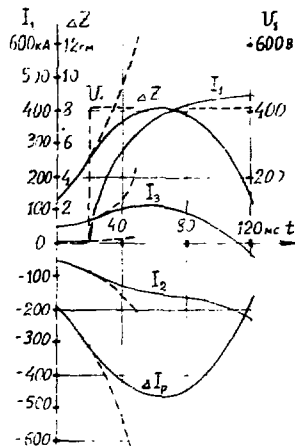


Рис.10. Зависимость вертикального смещения ( $\Delta Z$ ) и изменения тока плазмы ( $\Delta I_p$ ), виткового напряжения на катушках управления ( $U_1$ ), полных токов катушек ( $I_1$ ), пассивных петель на камере ( $I_2$ ) и на бланкете ( $I_3$ ) от времени для варианта "VCE"

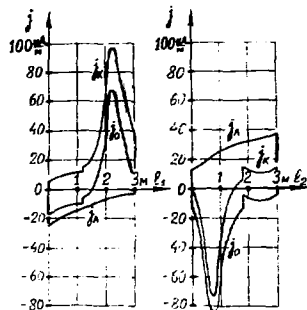


Рис.11. Эпюры плотности торoidalной составляющей вихревых токов на лицевых ( $j_k$ ) и обратных ( $j_0$ ) стенках бланкета и на камере ( $j_k$ ) в функции от координаты малого обхода тора ( $l_1$  и  $l_2$  на рис.2) в варианте "VCE" при t = 50 мс

В таблице приведены величины полных токов катушек управления, тока плазмы и вихревых токов в основных элементах пассивных структур, полученные для 6-ти разных моментов времени (или "6-ти состояний системы") при моделировании процессов "VCR" и "VCR"; причем через  $I_1$ ,  $I_2$  и  $I_3$  обозначены полные токи соответствующих элементов в "+/-" моде.

Анализ данных таблицы и рис. 10, 11 позволяет обнаружить, что величины стабилизирующих вихревых токов на лицевых стенках секций бланкета вплоть до остановки движения плазмы все еще остаются близкими к тем, которые существовали при таком же смещении  $\Delta Z$  в варианте "VDE". Это является специфическим свойством двойных пассивных петель, поскольку в седловых петлях при выключении катушек управления быстро наводятся встречные "экранирующие" токи.

Наблюдаемый эффект качественно объясняется существованием "циркулирующих" токов, замыкающихся вокруг каждой проводящей петли на сегментах бланкета. Поскольку обратные стенки сегментов бланкета имеют хорошую индуктивную связь с катушками управления, то в них индуцируются токи, направленные встречно по отношению к токам катушек. Естественно, что эти токи обладают экранирующим ("дестабилизирующим") действием. Но при замыкании по лицевым стенкам они оказываются направленными согласно с токами в катушках. Из-за близости лицевых стенок к плазме циркулирующие токи в целом имеют значительное стабилизирующее действие (количественная оценка дана в конце раздела). В документах ИТЭР /1/ этот эффект именуется "реверсом экранирующих токов".

Количественная оценка эффекта реверса экранирующих токов может быть получена по данным из таблицы. Для этого обозначим полные токи катушек, камеры и бланкета через  $I_1$ ,  $I_2$  и  $I_3$  и определим их эффективности как  $E_i = \langle B_{r1} \rangle / I_i$ , ( $i=1+3$ ).

Из условия сохранения баланса действующих на плазму вертикальных сил в различных состояниях системы, пренебрегая влиянием вихревых токов в остальных конструкциях, именованных в деталях влвр вихревых токов в "+/-" модах, т.е.  $E_i = \text{const}(t, \Delta Z)$  и предполагая линейную зависимость  $I_d = c \cdot \Delta Z$ , рассмотрим систему из трех линейных уравнений:

$$I \cdot E = c \cdot \Delta Z, \quad (12)$$

где  $I$  - матрица полных токов;  $E$  и  $\Delta Z$  - вектора искомых эффективностей и известных смещений по данным таблицы;  $c$  - неизвестный постоянный множитель.

Таблица.

Сопоставление результатов моделирования "VCE" и "VDE"

Вариант моделируемого процесса:		" V C E "				" V D E "	
		-с включением катушек управления при $t=20\text{мс}$				-свободный дрейф плазмы	
Момент времени $t_j$ , мс:		20	50	80	110	34	48
Смещение центра тока $\Delta Z$ , см:		5.166	7.836	7.837	4.910	7.88	12.43
Ток плазмы, МА (*)	полный: $\Delta I_p$ :	21.88	21.76	21.76	21.91	21.74	21.53
		-0.32	-0.44	-0.44	-0.29	-0.46	-0.67
Токи(**) катушек управления, кА	верхней	-2.91	-168.	-210.	-222.	-3.8	-7.99
	нижней	+2.91	+168.	+210.	+222.	+3.8	+7.99
	$I_1$ эффект	стаб.	стаб.	стаб.	стаб.	стаб.	стаб.
Токи в петлях камеры, кА	верхней	-16.6	+102.3	+101	+88.8	-22.76	-18.8
	нижней	+62.15	-34.1	-63.	-113.2	+98.1	+170.4
	$I_2$ эффект	стаб.	дест.	дест.	дест.	стаб.	стаб.
Токи в петлях blankets, кА	верхней	-23.98	-32.9	-35.3	-23.89	-13.86	-32.42
	нижней	+58.49	+81.6	+54.2	-13.6	+104.7	+158.
	$I_3$ эффект	стаб.	стаб.	стаб.	стаб.	стаб.	стаб.
Доля в общей силе, (***)	$f_1$	+0.014	+0.80	+1.00	+1.06	+0.018	+0.038
	$f_2$	+0.224	-0.39	-0.47	-0.57	+0.343	+0.538
	$f_3$	+0.400	+0.55	+0.43	+0.05	+0.575	+0.923
	$f_d$	-0.638	-0.97	-0.97	-0.61	-0.973	-1.535

(\*) Начальное значение тока плазмы:  $I_p(\Delta Z=0) = 22.2$  МА.(\*\*)  $I_1$ ,  $I_2$  и  $I_3$  - полные токи в "+/-" ноде.(\*\*\*) Силы  $I_1$  и  $I_d$  откорректированы к величине  $I_{\text{max}} = I_d(\Delta Z_{\text{max}})$ .

Из решения (12) было получено:  $E_2/E_1 = 1.2$ ,  $E_3/E_1 = 2.0$ , что близко к результатам прямого численного расчета эффективностей, приведенным в /1/.

Подстановка найденных соотношений в (12) позволяет оценить относительные доли вкладов каждого тока в общий баланс вертикальных сил:  $f_1(t)$ ,  $(i=1+3)$ ,  $f_d(t)$  - см. таблицу и рис.12.

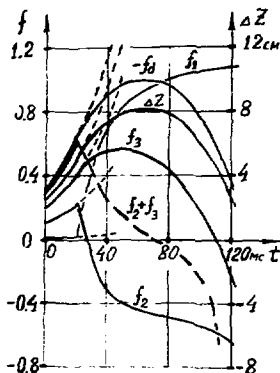


Рис.12. Относительные доли вкладов в полную стабилизирующую силу ( $f_1, f_2, f_3$ ) от токов ( $I_1, I_2, I_3$ ) и относительная величина дестабилизирующей силы ( $f_d$ ) в функции времени для варианта "УСЕ" (все силы нормированы к величине  $f_{dmax} = f_d(\Delta Z_{max})$ ).

Выполненные оценки наглядно показывают, что вихревые токи в двойных петлях вплоть до прекращения вертикального движения плазмы ( $t = 60+70$  мс) не экранируют, а все еще продолжают усиливать стабилизирующее действие катушек:  $(f_2 + f_3) > 0$  (рис.12). Это выгодно отличает концепцию двойных пассивных петель от рассматривавшихся ранее /6/ и создает принципиальную возможность увеличения быстродействия системы активного управления при сохранении большой инерционности петель пассивной стабилизации.

Направлением дальнейших численных исследований должна стать оптимизация геометрии системы "двойные петли - катушки управления" с целью достижения наибольшего возможного полезного эффекта от реверса экранирующих токов при сохранении необходимых параметров пассивной стабилизации ( $m_2^*$  и  $T^*$ ).

## 1. В В О Д Ы

На основании представленных результатов могут быть сделаны следующие выводы.

1. Метод прямого численного моделирования позволяет анализировать процесс вертикального дрейфа плазмы с учетом эффектов деформации ее сечения. Используемая модель деформируемого азимутального шнура дает возможность в самосогласованной манере выявить связь между изменениями вертикального и радиального положения, формы сечения, индуктивности и полного тока плазмы.

2. Метод прямого численного моделирования позволяет оценить систематическую погрешность модели жесткого смещения плазмы. Для базового варианта конструкции ИТЭР эта погрешность оценивается величиной +0.45 для коэффициента запаса устойчивости и +35 мс для обратного инкремента неустойчивости. Иными словами, применение модели "жесткого смещения" приводит к примерно двукратному завышению значений  $\eta_0$  и  $T$  по отношению к результатам, полученным для модели деформируемой плазмы.

3. Методом прямого численного моделирования был продемонстрирован эффект реверса экранирующих токов в двоянных петлях пассивной стабилизации при включении катушек управления. Использование этого эффекта позволяет разрешить известное техническое противоречие между большой электромагнитной инерционностью стабилизирующих пассивных структур реактора токамака и требованиями высокой скорости проникновения управляющего поля.

4. Расчеты показывают, что для базового варианта ИТЭР пара последовательно соединенных трехвитковых катушек управления с максимально допустимыми значениями рабочего тока и напряжения  $I_{\max} = 100$  кА,  $U_{\max} = 2.5$  кВ при включении полного напряжения по достижении смещения  $\Delta Z_{\text{по}} \sim 5$  см еще обеспечивает возврат плазмы к положению равновесия. При этом максимальное смещение плазмы составляет  $\Delta Z_{\max} \sim 8$  см.

5. Выполненный анализ показывает, что новая концепция "двоянных" петель пассивной стабилизации обладает существенными преимуществами по сравнению с традиционным вариантом седловых петель. Направлением дальнейших численных исследований должна стать оптимизация геометрии системы "двоянные петли - катушки управления" и параметров системы автоматического регулирования, выполняемая с учетом эффектов деформации сечения плазмы и реверса экранирующих токов.

## СИБИРЬ ИНТЕРПАТУРЫ

1. ITER Poloidal Field System. Technical Report of the Poloidal Fields Design Unit / Y.Shimomura and the participants in the ITER CDA // ITER Documentation Series No.27.- IAEA, Vienna, 1991.
2. ITER Containment Structures. Technical Report of the Containment Structures Design Unit / S.Sadakov, P.Fauser, B.Nelson, E.Tada and the participants in the ITER CDA // ITER Documentation Series No 28.- IAEA, Vienna, 1991.
3. Sadakov S. Two options of the passive loops in ITER design // ITER-IL-CS-1-9-1, August 1989.
4. Sadakov S. Twin-loop concept for the plasma vertical stabilization // ITER Newsletter, Vol.3, N 11 and 12 - IAEA, Vienna, November 1990, p.10-14 and December 1990, p.8-10.
5. Twin loops for vertical control of highly elongated plasma / Yu.Gribov, J.Leuer, S.Wishio, S.Sadakov // ITER documentation series, N 15 IAEA, Vienna, 1991, p. 26.
6. Passive control of vertical instabilities in ITER / M.Yamane, E.Coccorese, A.Kameari, M.Sugihara // ITER Documentation Series No 4, IAEA, Vienna, 1989, p.23.
7. Численное моделирование процесса срыва тока плазмы с учетом эволюции плазменного шнура / А.М.Астапкович, Н.И.Дойников, В.М.Комаров, В.В.Коршаков, С.Н.Садаков С.Н. // Вопросы атомной науки и техники, Серия "Термоядерный синтез".- 1988, вып.4, с.9-15
8. Jardin S.C., Pomphrey W. and Delucia J. Dynamic Modeling of Transport and Positional Control of Tokamak // Journal of Comp. Physics.- Vol.66 No 2, October, 1986, pp 481-507.
9. Астапкович А.М., Садаков С.Н. Численное моделирование переходных электромагнитных процессов в blanketе реактора токамака // Вопросы атомной науки и техники, серия "Термоядерный синтез".- М., ЦНИИатоминформ, 1986, вып.1, с.41-46.
10. Astarkovich A. Proposal for future work on passive stabilization // ITER-IL-PF-1-0-58, October 1990.
11. Применение методов математического моделирования для исследования режимов разряда в токамаке / В.И.Васильев и др. // Тезисы докл. 3-й Всес. конф. по ИИТР, Ленинград, 20-22 июня 1984. Л., 1984, С. 206.

**Александр Михайлович Асташкович,  
Сергей Николаевич Садаков**

**ЧИСЛЕННОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ СТАБИЛИЗАЦИИ  
ВЕРТИКАЛЬНОГО ПОЛОЖЕНИЯ ПЛАЗМЫ В ИТЭР**

**Редактор Л.В.Павлова**

---

**Зак. № 79/657. Подписано в печать 19.02.92 г.  
Оффсетная печать. Формат 60x90/16. Уч. - изд. л. 1,3.  
Тираж 170 экз. Индекс 3624. Цена 1 р. 30 к.**

---

**Отпечатано в НИИЭФА**