

01;03;05;10;12

## **Термоэлектродинамическая потеря вещества твердой арматурой в рельсотроне как причина ограничения ее скорости**

© Э.М. Дробышевский, Э.Н. Колесникова, В.С. Юферев

Физико-технический институт им. А.Ф. Иоффе РАН, С.-Петербург

Поступило в Редакцию 29 октября 1998 г.

Показано, что даже в случае ускорения монолитных электропроводящих тел (арматуры) в рельсотроне перераспределение тока из-за его джоулевой диффузии при учете падения электропроводности с нагревом может привести к появлению в теле отрицательных механических напряжений. При учете уменьшения прочности материала или его расплавления это обуславливает потерю вещества, что, в свою очередь, способно инициировать за арматурой шунтирующие дуги при ее скорости  $\sim 1$  km/s.

I. Обычно считается, что причиной ограничения скорости рельсотронного разгона твердой электропроводной арматуры на уровне 1–1.5 km/s является скоростной скин-эффект (ССЭ). В стандартно рассматриваемом двумерном приближении он ведет к концентрации тока к задней кромке движущейся арматуры, ее перегреву здесь и расплавлению. Расплав уносится рельсами, а волна плавления перемещается по контактной поверхности арматуры к ее передней кромке. В результате твердотельный скользящий контакт нарушается и заменяется дугой [1], что вызывает катастрофическую эрозию твердых поверхностей и падение эффективности ускорения. Однако эксперименты не дают однозначного подтверждения этого сценария [2] и выявляют развитие гораздо более сложных процессов [3].

Одним из таких процессов может быть размягчение части материала с последующим отделением и сбросом его с основного тела арматуры вследствие крайне неоднородного распределения в ней амперовых сил и результирующих внутренних напряжений даже в одномерном случае. Действительно, по мере разгона арматуры магнитное поле и ток будут диффундировать от ее тыльной поверхности внутрь, вызывая выделение

джоулева тепла, нагрев вещества и его плавление. Если при нагреве электропроводность вещества падает достаточно сильно, то максимум плотности тока смещается с поверхности внутрь тела арматуры. Тогда нетрудно представить себе ситуацию, когда объемная амперова сила, действующая на единицу массы и ускоряющая прогретый слой, окажется меньше амперовой силы, приходящейся на единицу массы столба толкаемого ею еще ненагретого вещества. В результате в объеме арматуры могут возникнуть растягивающие напряжения. Если благодаря такому термоэлектродинамическому (ТЭД) эффекту (мы используем слово "динамический" в его механическом значении) указанные напряжения превысят прочность нагретого твердого материала или станут равными нулю в некотором объеме расплава, то тыльный слой арматуры может оторваться от ее основного тела, продолжая (в идеальном случае электрического контакта с рельсами) двигаться с меньшим ускорением, чем остальная арматура. Потерянный металл способен вызвать возникновение низковольтных шунтирующих дуг в канале рельсотрона.

II. Для иллюстрации возможности возникновения указанного эффекта рассмотрим разгон арматуры под действием электрического тока в двумерном приближении, как это обычно делается при изучении ССЭ [1]. В этом случае все магнитное поле сосредоточено в области, ограниченной рельсами и арматурой, что является довольно грубым приближением, позволяющим, однако, существенно упростить задачу. Ограничимся рассмотрением случая, когда толщина скин-слоя, возникающего около задней стенки арматуры, будет меньше ее характерных размеров. Тогда в пренебрежении теплопроводностью для расчета распределения магнитной индукции  $B$  и энтальпии  $H$  в арматуре всюду, кроме угловых областей, будем иметь следующие одномерные уравнения

$$\frac{\partial B}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x} \left( D \frac{\partial B}{\partial x} \right), \quad (1)$$

$$\frac{\partial H}{\partial t} = \rho \left( \frac{1}{\mu_0} \frac{\partial B}{\partial x} \right)^2, \quad (2)$$

где  $\rho$  — удельное сопротивление,  $D = \rho / \sigma \mu_0$  — коэффициент диффузии магнитного поля, а энтальпия  $H$  определяется выражением

$$H = \begin{cases} c_S \gamma_S T, & T < T_m, \\ c_S \gamma_S T_m + \varepsilon Q, & T = T_m, \\ c_S \gamma_S T_m + \varepsilon Q + c_L \gamma_L (T - T_m), & T > T_m, \end{cases} \quad (3)$$

где  $T$  — температура,  $c$  — теплоемкость,  $\gamma$  — плотность,  $T_m$  и  $Q$  — температура и теплота плавления, индексы "S" и "L" соответствуют твердой и жидкой фазе соответственно, а  $\varepsilon$  есть доля расплавленного материала, определяемая как  $\varepsilon = \frac{H - c_S \gamma_S T_m}{Q}$ . Очевидно, что  $\varepsilon = 0$  при  $T < T_m$  и  $\varepsilon = 1$  при  $T > T_m$ . Далее полагаем  $\gamma_S = \gamma_L = \gamma = \text{const}$ .

Граничные и начальные условия для уравнений (1)–(2) берем в виде

$$\begin{aligned} B &= \mu_0 I / d \quad \text{при } x = 0, & B &= 0 \quad \text{при } x = l, \\ B &= 0 \quad \text{и } H = c_S \gamma_S T_0 \quad \text{при } t = 0, \end{aligned} \quad (4)$$

где  $I$  — ток, текущий через арматуру,  $d$  — ширина арматуры (рельса),  $l$  — ее длина, а  $T_0$  — начальная температура.

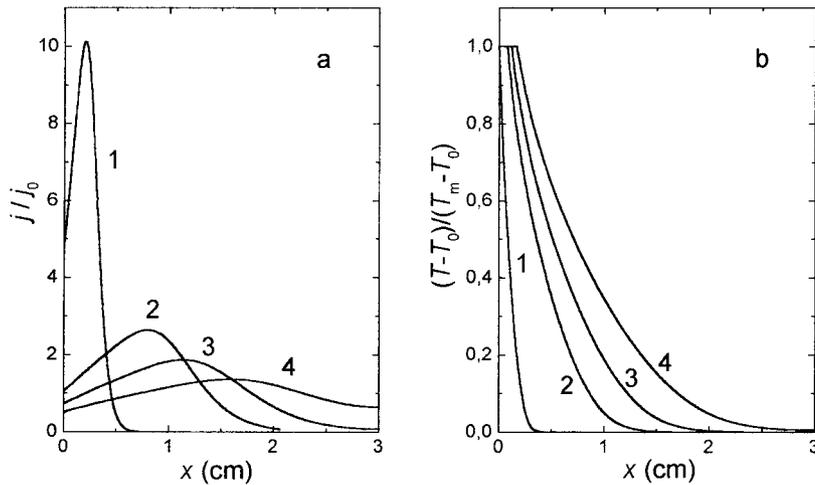
Зависимость  $D$  от температуры в твердой фазе аппроксимировалась как  $D_S = D_0(1 + \alpha(T - T_0))$ , в жидкой фазе  $D$  считался постоянным и равным  $D_L$ . В двухфазной области при  $T = T_m$  коэффициент диффузии задавался в виде  $D = (1 - \varepsilon)D_S + D_L$ .

Напряжения в окрестности задней стенки арматуры также вычислялись по одномерной модели

$$\sigma_x = \int_0^x \left( (j \times B)_x - \gamma a \right) dx = \frac{B^2(0) - B^2(x)}{2\mu_0} - \gamma a x, \quad (5)$$

где  $j$  — плотность тока ( $j_0 = I_0 / ld$ ) и  $a$  — ускорение арматуры, которое определялось из условия равенства магнитного давления, действующего на заднюю стенку арматуры, полной силе инерции  $\frac{B^2(0)}{2\mu_0} = \gamma a l$ . Последнее выражение в силу двумерности задачи при той же линейной плотности тока  $J = I_0 / d$  дает большее ускорение, чем в трехмерном случае. Уравнение (5) достаточно хорошо описывает распределение давления в жидкой фазе, тогда как для твердой фазы оно может быть использовано для приближенных оценок.

III. При расчетах предполагалось, что полный ток  $I$  линейно нарастает от 0 до  $I_0 = \text{const}$  за время  $\tau_0$ . Расчеты выполнялись для простейшей по форме — кубической ( $d = l$ ) арматуры. Вначале они были проведены для наиболее часто применяемой легкой алюминиевой арматуры. Использовались следующие параметры [4]:  $\gamma = 2700 \text{ kg/cm}^3$ ,  $T_0 = 293 \text{ K}$ ,  $T_m = 933 \text{ K}$ ,  $c_S = 1000 \text{ J/kg} \cdot \text{K}$ ,  $c_L = 1177 \text{ J/kg} \cdot \text{K}$ ;  $Q = 400 \text{ kJ/kg}$ ;  $D_0 = 0.0216 \text{ m}^2/\text{s}$ ;  $D_L = 0.16 \text{ m}^2/\text{s}$ ;  $\alpha(T_m - T_0) = 3.5$ .



**Рис. 1.** Распределение плотности тока (а) и температуры (б) в скин-слое вблизи тыльной стороны алюминиевой арматуры с  $d = 3$  см для  $J = I_0/d = 35$  МА/м. Кривые 1 соответствуют  $t = t_L = 74 \mu\text{s}$ , когда начинается плавление арматуры, 2 —  $t = 1$  мс, 3 —  $t = 2$  и 4 —  $t = t_d = 3.82$  мс, когда начинается отрыв расплава.

Принималось  $\tau_0 = 10 \mu\text{s}$ , а  $J = I_0/d$  варьировалось в пределах 35–60 МА/м. Вычисления подтверждают возможность разрушения арматуры под действием ТЭД-эффекта. Несколько неожиданным оказалось, что расплавление вещества тыльных слоев во всех исследованных нами (при  $d = 1, 3, 9$  см) одномерных случаях происходит раньше появления в них отрицательных напряжений. Очевидно, что отрицательные напряжения сначала возникают непосредственно у тыльной поверхности арматуры (при этом  $d\sigma_x/dx|_{x=0} = 0$ ), и если она содержит жидкую фазу, процесс разрушения-отрыва вещества будет носить непрерывный во времени характер.

Типичные зависимости, характеризующие проникновение тока и распределение температуры в тыльном слое Al-арматуры, даны на рис. 1. Заметим, что для случая, представленного на рис. 1, полного расплавления тыльной стороны арматуры к моменту ее отрыва  $t = t_d$  не произошло. Здесь при  $T = T_m = \text{const}$  образуется зона, состоящая из

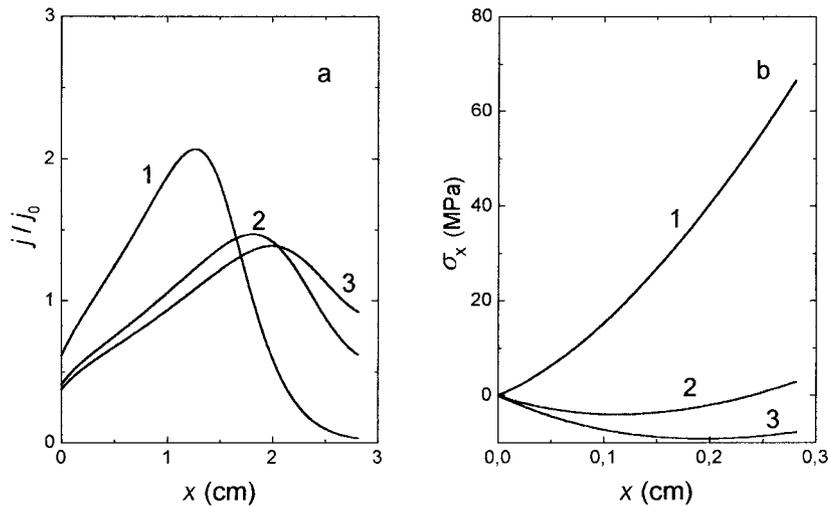
смеси твердой и жидкой фаз. При значениях  $J \geq 40$  МА/м плавление начинается при  $t < 50 \mu\text{s}$ , а к моменту отрыва  $t = t_d$  имеет место полное расплавление арматуры у ее тыльной части (при  $J = 40$  МА/м  $t_d = 3.24$  ms;  $J = 45$  МА/м  $t_d = 2.72$  ms;  $J = 50$  МА/м  $t_d = 2.16$  ms;  $J = 60$  МА/м  $t_d = 1.5$  ms). Расчеты для различных Al-сплавов, которые, в общем, отличаются меньшей электропроводностью и меньшей  $T_m$  дают сходные результаты. Варьирование  $\tau_0$  в пределах порядка не меняет общей картины.

Al обладает относительно низкой точкой плавления и довольно слабой зависимостью электропроводности от температуры, из-за чего ток, текущий достаточно долго по одному месту, расплавляет вещество. Поэтому в поисках легкого металла со свойствами, подходящими для создания поздно разрушаемой арматуры, мы проделали вычисления для Ti ( $\gamma = 4500 \text{ kg/m}^3$ ,  $T_m = 1880 \text{ K}$ ,  $c_S = 550 \text{ J/kg} \cdot \text{K}$ ,  $c_L = 600 \text{ J/kg} \cdot \text{K}$ ,  $Q = 315 \text{ kJ/kg}$ ,  $D_0 = 0.34 \text{ m}^2/\text{s}$ ,  $\alpha(T_m - T_0) = 6$  [4,5] и Be ( $\gamma = 1840 \text{ kg/m}^3$ ,  $T_m = 1560 \text{ K}$ ,  $c_S = 2500 \text{ J/kg} \cdot \text{K}$ ,  $D_0 = 0.032 \text{ m}^2/\text{s}$ ,  $\alpha(T_m - T_0) = 12.8$ ;  $\sigma = 30[1 - (T - T_0)/(T_m - T_0)] \text{ МПа}$ ) [4,6].

Отрицательные напряжения в титановой арматуре, как и в алюминиевой, возникают только после появления жидкой фазы, несмотря на высокую температуру плавления. Это обусловлено, в первую очередь, малой электропроводностью титана и, как следствие, быстрым нагревом вещества при высокой скорости диффузии тока внутрь арматуры. Учет фазовых переходов в Ti при  $T \leq 1150 \text{ K}$ , сопровождаемых прекращением возрастания электрического сопротивления, не меняет картины заметно.

Если отвлечься от его токсичных свойств, наиболее интересным материалом для арматуры представляется бериллий, — это легкий и тугоплавкий металл с относительно высокой электропроводностью. В результате отрицательные напряжения вблизи тыльной поверхности Be-арматуры возникают еще до плавления (рис. 2). Если принять линейное падение предела прочности  $\sigma$  с температурой по мере приближения к  $T_m$ , то оказывается, что эти напряжения ведут к отслаиванию от арматуры еще твердых тыльных участков ее. При этом скорость, достигаемая Be-арматурой до разрушения, оказывается несколько больше, чем для Al-арматуры.

IV. Полученные результаты носят, в общем, качественный характер, намечая некие новые перспективы затягивания кризиса перехода процесса разгона в дуговой режим и возможности объяснения наблюдаемых в ускорителях явлений.



**Рис. 2.** Распределение плотности тока (а) и механических напряжений (б) в скин-слое вблизи тыльной стороны бериллиевой арматуры с  $d = 3$  см для  $J = 45$  МА/м. Кривые 1 соответствуют  $t = 1$  мс, 2 —  $t = 2$  и 3 —  $t_d = 2.33$  мс, когда от арматуры начинается отрыв еще твердых тыльных слоев.

Ясно, что из-за трехмерности реальных конфигураций, вследствие более быстрой диффузии поля в районе ребер, углов и т. п., растягивающие (касательные) напряжения могут возникать значительно раньше, а значит, возможно, и в твердом веществе обычно используемых арматур из легкоплавких АІ-сплавов. Если иметь в виду падение прочности с повышением температуры, то ТЭД-эффект способен тогда вызвать сброс отдельных участков ускоряемой арматуры до их расплавления.

Здесь уместно отметить, что к эффектам понижения прочности и, в некотором смысле, оживления материала, т. е. к потере дальнего порядка в структуре, появлению новых дислокаций и возрастанию скорости их движения способствует, независимо от джоулева нагрева, само протекание больших электрических токов ( $j \sim 10^5 - 10^6$  А/см<sup>2</sup>) (эффект электропластичности) [7], а также интенсивные ультразвуковые ( $f \sim 10^5 - 10^6$  Hz) вибрации (акустопластичность) [8]. Возникновение последних неизбежно в условиях пинчевых колебаний арматуры и

электровзрывов контактных перетяжек [3], а также при движении тела в контакте с неровными эродированными стенками канала. Вибрации большой амплитуды должны генерироваться также микрокумулятивными выбросами вещества из поверхностных каверн и т.п. Возможно, именно вибрации вызывают появление структур типа расщепленной древесины (splintered wood appearance) в местах повышенного джоулева нагрева арматуры [2]. На понижение прочности арматуры под действием тока и вибраций до сих пор не обращалось внимания.

Стоит заметить также, что действие ССЭ можно трактовать как частный случай ТЭД-эффекта.

V. Очевидно, что появление в канале рельсотрона большого количества мелких нагретых частиц, капель и паров, сброшенных с арматуры, должно стимулировать возникновение паразитных электрических пробоев, переходящих в дуговые разряды. Хотя физика сильноточных дуговых разрядов в парах металлов пока не разработана детально [9], известно, что характерным значением напряжения на короткой ( $\sim 1$  см) дуге является  $\sim 30$ – $50$  В. Магнитное поле, уменьшая электропроводность плазмы, реально поднимает это значение в 2–3 раза, т.е. до  $\sim 100$  В. Но именно такие значения и характерны при типичном значении погонной индуктивности рельсов  $L' \approx 0.3 \mu\text{H/m}$  для индукционной противо-ЭДС  $\Delta U_L = L'IV$ , которую нужно дополнительно приложить к казенной части рельсов, чтобы при  $V \approx 1$  км/с пропустить через систему ток  $I \approx 500$  кА. Чисто омическое падение напряжения на твердой арматуре по измерениям на выходном срезе канала мало — всего  $\sim 10$  В [10]. Можно думать поэтому, что как раз возникновение за арматурой относительно устойчивых дуг, инициированных сброшенным с нее металлом по достижении межрельсовой разности потенциалов  $\Delta U_L \sim 100$  В, и ограничивает скорость твердой электропроводящей арматуры на уровне значений  $V \sim 1$  км/с.

## Список литературы

- [1] *Parks P.B.* // J. Appl. Phys. 1990. V. 67. N 7. P. 3511–3516.
- [2] *Kirkpatrick D., Haugh D.* // IEEE Trans. Magn. 1997. V. 33. N 1. P. 109–114.
- [3] *Дробышевский Э.М., Жуков Б.Г., Куракин Р.О., Розов С.И., Белобородый М.В., Латыпов В.Г.* // Письма в ЖТФ. 1998. Т. 25. В. 6. С. 89–94.
- [4] *Григорьев И.С., Мейлихов Е.З.* Физические величины: Справочник / Ред. М.: Энергоатомиздат, 1991. 1232 с.

- [5] *Zwicker U.* Titan und Titanlegierungen. 1974. Springer Verlag, N.Y. (Рус. пер.: *Цвиккер У.* Титан и его сплавы. М.: Металлургия, 1979. 511 с.).
- [6] *Силина Г.Ф., Зарембо Ю.И., Бертина Л.Э.* Бериллий: Химическая технология и металлургия. М.: Атомиздат, 1960. 120 с.
- [7] *Conrad H., Sprecher A.F.* // Dislocations in Solids. V. 8. Basic Problems and Applications / Ed. F.R.N. Nabarro. 1989. North-Holland. Ch. 43. P. 497–541.
- [8] *Lebedev A.B.* // Mat. Sci. Forum. 1996. V. 210–213. P. 519–526.
- [9] *Райзер Ю.П.* Физика газового разряда. М.: Наука, 1987. 592 с.
- [10] *Marshall R.A.* // IEEE Trans. Magn. 1995. V. 31. N 1. P. 209–213.