
**ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНАЯ МЕХАНИКА.
ДИАГНОСТИКА ИСПЫТАНИЯ**

УДК 656.13;614.84;517.958:539.3(6)

**МОДЕЛЬ СТАТИЧЕСКОГО РАЗРУШЕНИЯ МЕДНОГО ПРОВОДНИКА ПРИ
ТОКОВОЙ ПЕРЕГРУЗКЕ**© 2024 г. А. И. Недобитков^{1, *}, Б. М. Абдеев¹¹*Восточно-Казахстанский технический университет им. Д. Серикбаева, Усть-Каменогорск,
Республика Казахстан***e-mail: a.nedobitkov@mail.ru*

Поступила в редакцию 14.10.2022 г.

После доработки 05.10.2023 г.

Принята к публикации 20.10.2023 г.

Представлены результаты экспериментальных и теоретических исследований образования трещины медного проводника под действием токовой перегрузки. Проводник исследовался с помощью растрового электронного микроскопа JSM-6390L. Получена уточненная математическая модель статического напряженно-деформированного состояния и разрушения медного стержня в условиях неупругого изгиба при температуре до 700°С. Определены предельные значения изгибающего момента и кривизны медного проводника, вызывающие его разрыв после образования трещины. Алгоритм расчета доведен до конечных аналитических зависимостей, позволяющих использовать их при проведении судебной пожарно-технической экспертизы или проектировании электропроводки.

Ключевые слова: медный проводник, растровая микроскопия, токовая перегрузка, пластичность, текучесть, температура, прочность

DOI: 10.31857/S0235711924010134, **EDN:** SMLBYU

По оценке авторов [1, 2], в США пожары, вызванные неисправностью электропроводки, составляют 13% всех бытовых пожаров. Это приводит к 13% всех смертей от пожаров и 21% всех повреждений собственности от электрических пожаров. При этом, по данным [1], стоимость всех потерь превышает один миллиард долларов. Таким образом, короткое замыкание и токовая перегрузка в электрических цепях считаются основными причинами пожаров и повреждений от пожаров в США.

По данным [3<https://www.ncbi.nlm.nih.gov/pmc/articles/PMC7599679/> - B1-materials-13-04521], пожары, связанные с электропроводкой, составили 36.6% от общего числа пожаров в Китае. Основными причинами этих пожаров были короткое замыкание, перегрузки, плохой контакт и отказы электрического оборудования. При этом авторы подчеркивают, что перегрузка по току является окончательным проявлением различных причин возгорания.

В свою очередь в диссертации [4<https://www.ncbi.nlm.nih.gov/pmc/articles/PMC7599679/> - B1-materials-13-04521] подчеркивается, что в промышленно развитых странах, в том числе и в России, доля пожаров от электротехнической продукции ежегодно составляет от 15 до 25%. При этом из всех видов электротехнической продукции первое место по числу пожаров с большим опережением занимают изде-

лия кабельной промышленности (провода и кабели) в комплексе с другими компонентами электросетей.

Необходимо отметить, что авторы [2–4] независимо друг от друга приходят к выводу, что основными причинами, приводящими к возникновению загораний кабелей, являются электродуговые режимы, а также режимы сверхтоков, которые могут иметь место при коротких замыканиях или перегрузках.

Автором [4] констатируется, что наиболее изученным электрическим пожароопасным режимом как с пожарно-профилактической, так и экспертно-криминалистической точки зрения является короткое замыкание, в то время как токовая перегрузка изучена недостаточно полно. Например, при токовой перегрузке может происходить разрыв проводников с образованием оплавлений, визуально не отличающихся от электродуговых. Вполне очевидным является вывод, что разрыву медного проводника в процессе токовой перегрузки предшествует зарождение и образование трещины.

Целью статьи является уточнение математической модели статического напряженно-деформированного состояния и разрушения медного стержня в условиях неупругого изгиба при температуре до 700°C .

Исходя из этого, были поставлены следующие задачи: 1) исследовать на растровом электронном микроскопе медные проводники, изъятые с места пожара, подвергшиеся токовой перегрузке; 2) наглядно подтвердить, что на начальном этапе токовой перегрузки у медных проводников происходит образование трещин; 3) определить условие, при котором произойдет образование трещины с последующим разрушением медного проводника; 4) довести решение актуальной прикладной задачи до простых конечных формул, которые можно использовать при проведении пожарно-технической экспертизы.

Материалы и методика экспериментов. Исследования выполнены в Центре превосходства Veritas Восточно-Казахстанского технического университета им. Д. Серикбаева с использованием растрового электронного микроскопа JSM-6390LV. Объектом исследования являлись многопроволочные медные проводники, подвергшиеся токовой перегрузке и изъятые с места пожара.

Также в период 2014–2018 гг. по методике, изложенной в [4], проводились эксперименты, заключающиеся в том, что через многопроволочные медные проводники по ГОСТ 26445-85 с площадью сечения 0.5, 0.75, 1.5 и 2.5 мм² пропускался как постоянный, так и переменный ток с кратностью перегрузки 4–6, что соответствует плотности тока 50–70 А/мм².

Главным отличием от работы [4] являлось то, что исследовались участки проводников без образования оплавлений в виде утончений, утолщений и шейки (рис. 1).

На рис. 1 показаны различные стадии процесса образования трещины медного проводника под действием токовой перегрузки.

Теоретические основы. Авторами [5–8] приведены данные о влиянии неоднородностей на краях плоских шин на распределение магнитного давления, возникающего при протекании тока плотностью 100 кА/мм² и более. Поскольку $100 \text{ кА/мм}^2 \gg 50\text{--}76 \text{ А/мм}^2$, то в статье использован общепринятый идеализированный классический подход сопротивления материалов для математического моделирования напряженно-деформированного состояния медного проводника в условиях локального неупругого чистого изгиба и высокой температуры. При этом роль магнитных воздействий, относящихся к разновидности объемных сил (по аналогии с собственным весом), является малой (классическое положение). Это известное фундаментальное допущение применяется в решении практических всех технических задач сопротивления материалов и при расчете инженерных конструкций, в которых вес деталей небольшого размера (например, тонкого медного стержня) на несколько

порядков меньше внешней механической силовой нагрузки или изгибающего момента, рассмотренного в этой экспериментально-теоретической работе.

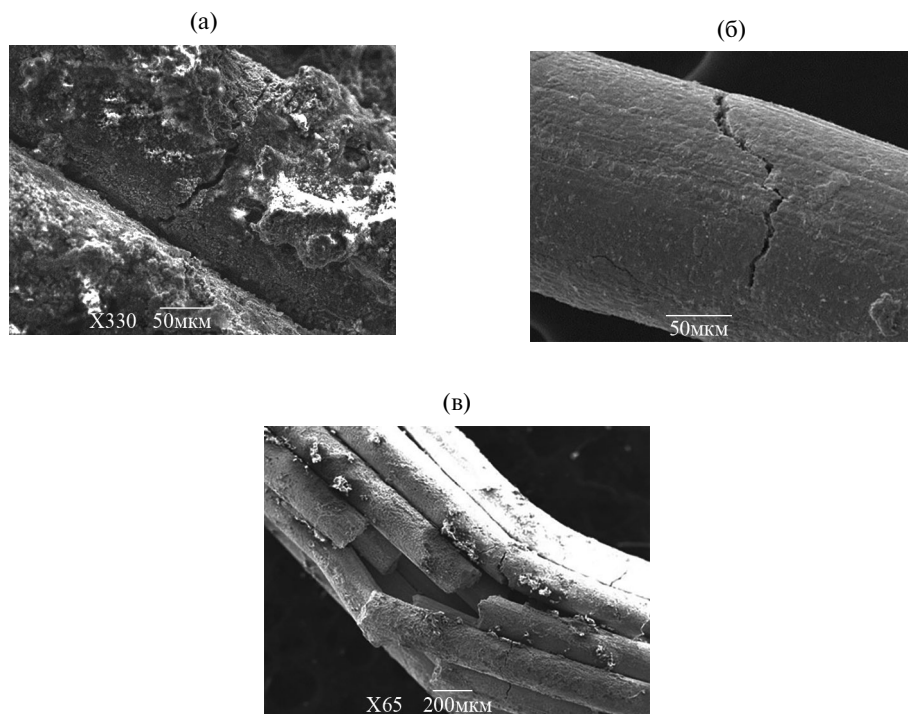


Рис. 1. Образование трещины медного проводника под действием токовой перегрузки: (а) — начальная стадия, увеличение $\times 330$; (б) — развитие трещины, увеличение $\times 430$; (в) — конечная фаза, разрушение проводника, увеличение $\times 65$.

Для математического описания напряженно-деформированного состояния неупругого чистого изгиба моментом M медного стержня круглого поперечного сечения (рис. 2) [9, 10, 12–14] воспользуемся представленной в [10] моделью прочности, в основе которой:

1) раздельная аппроксимация зависимости между нормальным напряжением σ и относительной продольной деформацией ϵ двумя несимметричными функциональными выражениями $\sigma_r(\epsilon_r)$, $\sigma_s(\epsilon_s)$ с общим начальным модулем упругости E [9, 10], характеризующими интенсивность внутренних сил пластичного материала (рис. 3).

При растяжении в виде кубической параболы [9]

$$\sigma_r = \sigma_r(\epsilon_r) = E\epsilon_r - A_r\epsilon_r^3, \quad 0 \leq \epsilon_r \leq \epsilon_{kr}, \quad (1)$$

имеющей экстремум

$$\sigma_r^{(\max)} = \sigma_{pp}, \quad (2)$$

равный известному справочно-нормативному пределу прочности σ_{pp} , и нисходящий участок, оканчивающийся напряжением $\sigma_{kr} < \sigma_{pp}$ и характеризующий повышение

пластичности на внешней границе изгибаемого элемента (рис. 2, точка K_r) [9, 10] в условиях нулевого теплового градиента [11, 13]

$$T = t - t_n = 20^\circ\text{C} - 20^\circ\text{C} = 0. \quad (3)$$

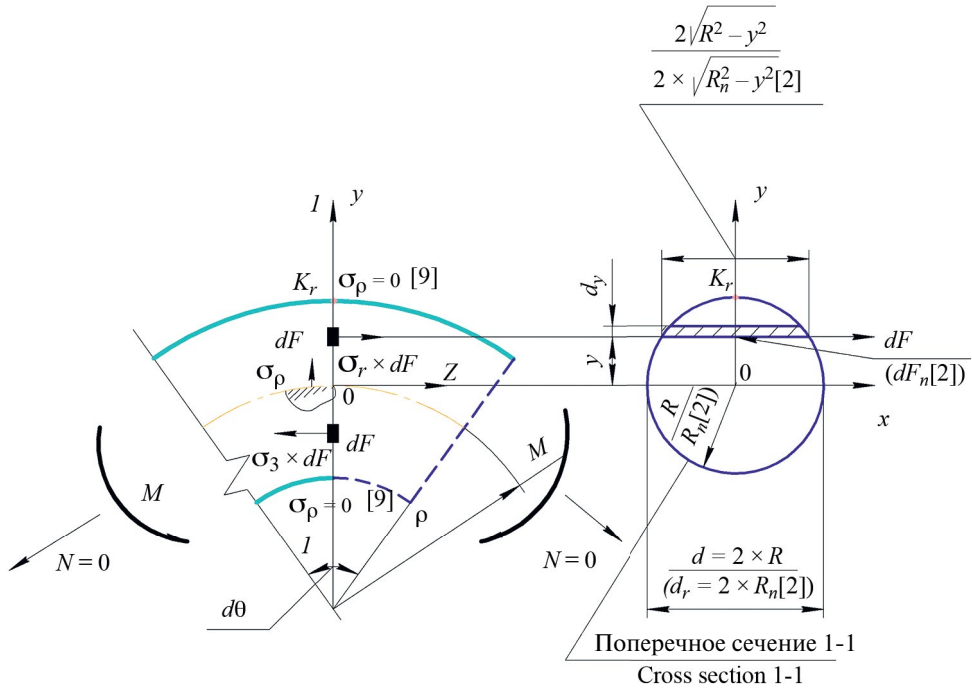


Рис. 2. Расчетная схема участка стержня, искривленного изгибающим моментом M .

Для сжатой области с применением возрастающей кривой второй степени

$$\sigma_s = \sigma_s(\epsilon_s) = E\epsilon_s + A_s\epsilon_s^2, -\epsilon_{ks} \leq \epsilon_s \leq 0, \quad (4)$$

где σ_r , σ_s – соответственно напряжения растяжения и сжатия изгибаемого проводника; ϵ_r , ϵ_s – линейные деформации, адекватные σ_r , σ_s ; σ_{ks} , σ_{kr} – нормальные напряжения в крайних точках (индекс k) круглого поперечного сечения; ϵ_{ks} , ϵ_{kr} – деформационные параметры в тех же точках k ; $A_s = \text{const}$, $A_r = \text{const}$ – искомые коэффициенты; $t = t_n = 20^\circ\text{C}$ – соответственно конечная и начальная температуры при нулевом перепаде (градиенте) (3);

2) классическое допущение прикладной механики твердого деформируемого тела об однородности, изотропности и сплошности материала [10, 12–14];

3) уточняющие (частные) допущения, связанные с тем, что в процессе искривления стержня (рис. 2, 3): форма и начальный диаметр d_n его поперечного сечения не изменяются при выполнении равенства (3); радиус кривизны ρ изогнутой геометрической оси остается постоянным:

$$\rho(T) = \rho(0) = \rho = \text{const}; \quad (5)$$

4) гипотеза о пренебрежении радиально направленным напряжением $\sigma_r \ll \sigma_r, \sigma_s$, которое на прочность стержня практически не оказывает заметного влияния (рис. 1) [15];

5) существование плоскости симметрии ZOY с расположением в ней деформированной оси проводника и изгибающего момента M (рис. 2);

6) экспериментально подтвержденная гипотеза плоских сечений

$$\varepsilon = \varepsilon(y) = \frac{y}{\rho}, \quad -R \leq y \leq R, \quad (6)$$

широко используемая в теории изгиба [9, 10, 12–14, 16], в том числе сильно изогнутых кривых брусев, и выведенная на основании чисто геометрических соображений;

7) предпосылка о малости наибольшей по абсолютной величине силовой деформации $\varepsilon_{\max} = R\rho_{\min}^{-1} \leq 0.05$, при которой, как известно [10, 11, 13, 14], допускается применение в инженерно-технических расчетах с высокой степенью точности деформационной меры Коши [10], тождественной выражению (6);

8) гипотетическое предположение о совпадении центральной координатной оси X , проходящей через точку O , с нейтральным слоем радиусом ρ (рис. 2), что является допустимым, когда сечение стержня симметричное [12–15, 17], а также подтверждается и геометрическое ограничение $2R\rho_{\min}^{-1} = 2\varepsilon_{\max} < 0.2$, аналогичное с расчетной схемой линейно-упругого искривленного бруса малой кривизны [15, 17].

Актуальность и новизна рассматриваемого вопроса заключается прежде всего в возможности количественно оценивать предельную несущую способность в момент разрушения [13, 14, 17] изогнутого однопроволочного медного проводника,

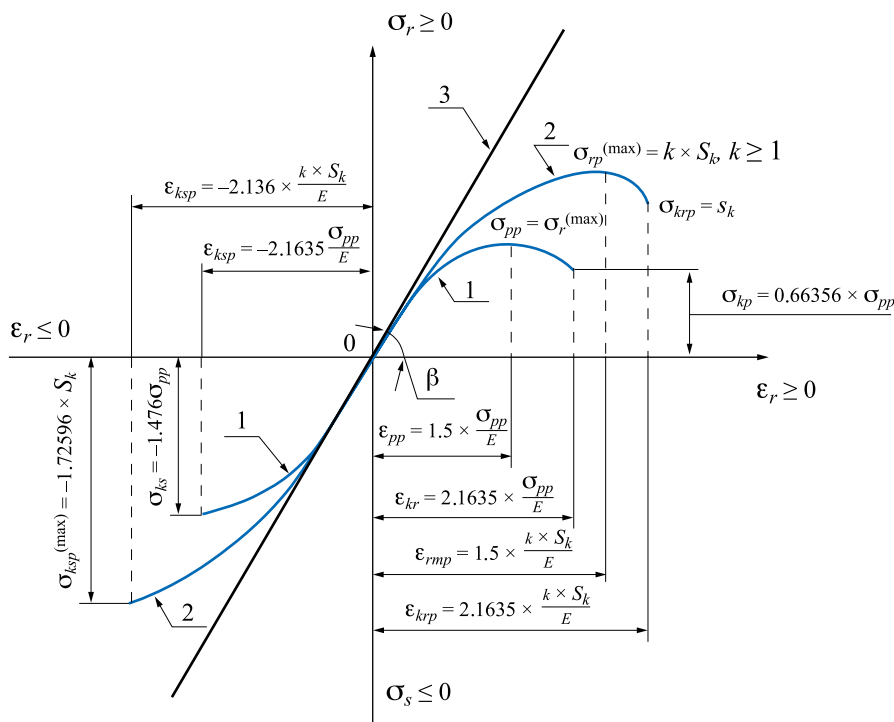


Рис. 3. Общий вид диаграмм «напряжение–деформация», представленных аналитическими выражениями (1), (4); 1 – в решении [10], моделирующем прочность; 2 – для модели разрушения изогнутого медного проводника; 3 – общая касательная под углом β .

обладающего физической и геометрической нелинейностью (рис. 2, 3) [9, 10, 16, 17–19]. При этом, как отмечено в [11], знание о величинах характеристик прочности, жесткости и пластичности конкретного материала в условиях нормальной температуры $t_n = 20^\circ\text{C}$ является уже недостаточным для проектирования конструкций, работающих при положительных и высоких тепловых градиентах [14, 17, 20] $T = t - 20^\circ\text{C} \gg 0$.

Можно заметить, что с повышением температуры $t \gg 20^\circ\text{C}$ начальный модуль упругости $E = E(t)$ и расчетно-нормативный предел прочности $\sigma_{pp} = \sigma_{pp}(t)$ непрерывно и сильно понижаются у цветных металлов и их сплавов [11, 14, 15, 17].

В связи с особенностями, непосредственно связанными с моделированием процесса разрушения [13] искривленного и нагретого медного проводника, существенно уточняем, дополняем и модифицируем общую теорию и алгоритм [10] применительно к решению поставленной физико-технической нелинейной задачи строительной механики: 1) учет влияния на понижение модуля упругости $E = E(t)$ и предела прочности $\sigma_{pp} = \sigma_{pp}(t)$ постоянного температурного градиента T , что обосновано в работе [11]; 2) замена σ_{pp} в условии прочности (2) [10] на истинное сопротивление отрыва S_k [13, 17] с коэффициентом $k > 1$, позволяющим повысить растягивающее напряжение σ_{kr} в крайнем, наиболее натянутом деформацией $\varepsilon_{\max}$, волокне проволоки (рис. 2, точка K_r) до предельно опасного (разрушающего) уровня $S_k = \sigma_{krp}$ при сохранении экстремума

$$\sigma_{rp}^{(\max)} = kS_k > \sigma_{krp} = S_k \quad (7)$$

внутри (в глубине) поперечного сечения стержня и нисходящего участка диаграммы $\sigma_r(\varepsilon_r)$ [9–11], характерного для пластичных материалов [9, 13, 14] (рис. 3, кривая 2); 3) предложенная в авторской публикации [11] методика расчета механической характеристики $S_k = S_k(t)$ меди, базирующейся на экспериментально-теоретических результатах, а также на численном решении трансцендентного уравнения и формулах (26), (28), (38) из [11], откуда следует второе трансцендентное соотношение, определяющее S_k ; 4) возможность учета увеличения начального диаметра d_n (радиуса R_n) стержня $d_n = 2R_n$ до величины $d = d_n(1 + \alpha T)$ вследствие значительного повышения температуры $t \gg 20^\circ\text{C}$ медного провода при токовой перегрузке. Параметр $\alpha = \alpha(t)$ представляет собой коэффициент линейного теплового расширения меди, зависящий от t [19, 20]; 5) дополнительная предпосылка о том, что ввиду малости коэффициента $\alpha \ll 1$ [11, 13, 15, 18, 20] соотношение между температурной деформацией $\varepsilon_t = \alpha T \ll 1$ и нормальным напряжением σ_t является линейным [9, 16] $\sigma_t = -E(t)\varepsilon_t(t)$, а принимая во внимание статическую определенность решаемой задачи при условии отсутствия кинематических связей, стесняющих свободное перемещение границ тела (стержня-проволоки), можно считать, что $\sigma_t = 0$.

И в этом случае напряженно-деформированное состояние изгибаемого проводника (рис. 2) будет характеризоваться только внутренними силовыми σ_r, σ_s и геометрическими составляющими $\varepsilon_r, \varepsilon_s$ от действия момента M (рис. 2, 3, кривая 2) [13, 17]. Справедливость допущения $\sigma_t = 0$ при соблюдении линейных соотношений $\varepsilon_t = \alpha T$, $\sigma_t = E\varepsilon_t$ можно обосновать, модифицировав с помощью [13] функциональные формулы (1), (4) к тождественному виду после дополнения их напряжением σ_t и замены $\varepsilon_r, \varepsilon_s$ суммами $\varepsilon_r + \varepsilon_t, \varepsilon_s + \varepsilon_t$, состоящими из двух частей – малых силовых $\varepsilon_t, \varepsilon_s \ll 0.05$ и температурной $\varepsilon_t \ll 1$.

С целью получения аналитического экстремума $\sigma_{rp}^{(\max)}$ у функции $\sigma_r = \sigma_r(\varepsilon_r)$ на основании (7), свидетельствующего о наличии требуемой нисходящей ветви на графике $\sigma_r(\varepsilon_r)$ (рис. 3, кривая 2), преобразуем выражение (1) по методике [9, 10], откуда после реализации условия $d\sigma_r(d\varepsilon_r)^{-1}$ следуют зависимости ε_{mp}, A_r , включающие касательный модуль E_k [9, 10, 12].

Заменяя ϵ_r на ϵ_{rmp} при соблюдении равенства $\sigma_{rp}^{(\max)} = kS_k$, будем иметь необходимые соотношения для определения физико-механической константы A_r и деформации ϵ_{rmp} .

Далее, формулируем, согласно аппроксимациям (1), (4), гипотезе (6), принятым допущениям и вышеуказанным предпосылкам, первое необходимое условие равновесия, эквивалентное отсутствию при чистом изгибе равнодействующей внутренней силы N , перпендикулярной плоскости любого радиального сечения и обусловленной напряжениями σ_r , σ_s (рис. 2, 3, кривая 2) [9, 10, 12]:

$$N = \int_F \sigma dF = \int_{F_r} \sigma_r dF + \int_{F_s} \sigma_s dF = 0, \quad (8)$$

где F , dF , F_r , F_s — соответственно общая площадь всего сечения, ее бесконечно малая величина $dF = 2\sqrt{R^2 - y^2} dy$ (рис. 2) и аналогичные геометрические характеристики $F_r = F_s$ растянутой и сжатой частей.

Представляем в функциональных зависимостях (1), (4) линейные относительные деформации ϵ_s , ϵ_r на основании (6) выражением $\epsilon_r = \epsilon_s = \rho^{-1}$ с известным коэффициентом A_r .

Параметр A_s в функции (4) вычисляем из интегрального статического условия $N=0$ и раскрытия соответствующих интегралов с помощью справочных таблиц [21, 22].

Вторым уравнением равновесия (в дополнение к (8)) для бесконечно малого кольцевого элемента проводника, ограниченного центральным углом $d\theta$, связываем функцию изгибающего момента M с кривизной бруса $\frac{1}{\rho} = \text{const}$ (рис. 2) [9, 10, 12], используя зависимости (1), (4), таблицы [21, 22] и уже выведенные соотношения A_r , A_s :

$$M = M\left(\frac{1}{\rho}\right) = \int_F \sigma y dF = \int_{F_r} \sigma_r y dF + \int_{F_s} \sigma_s y dF, \quad 0 \leq \frac{1}{\rho} \leq \left(\frac{1}{\rho}\right)_{\max} \quad (9)$$

Дифференцируя (9) по аргументу $\frac{1}{\rho}$ и приравнявая производную к нулю, получаем расчетные аналитические зависимости для наибольшей кривизны $\left(\frac{1}{\rho}\right)_{\max}$ и минимального (предельного) радиуса $\rho_{\min}$, когда действует изгибающий момент $M_{\max}$, а функция (9) достигает экстремума $M_{\max} = \left(\rho_{\max}^{-1}\right)$.

Руководствуясь предельной зависимостью (1), дополненной индексом “ p ”, после замены деформации ϵ в соответствии с (6) находим ординату y_m [9, 10], адекватную максимальному значению $\sigma_{rp}^{\max} = kS_k$, согласно требованию (7) (рис. 2, 3, кривая 2):

$$\left[\frac{d\sigma_{rp}}{dy} \right]_{y=y_m} = E \left(\frac{1}{\rho} \right)_{\max} - 3 \frac{4E^3}{27k^2 S_k^2} \left[\left(\frac{1}{\rho} \right)_{\max} \right]^3 y^2, \quad (10)$$

$$y_m = 0.3465d_n(1 + \alpha T) = 0.693R_n(1 + \alpha T).$$

В соответствии с предпосылкой (7) для функции $\sigma_{rp}(y)$ в диаграмме разрушения, изображенной на рис. 3 (кривая 2), вычисляем коэффициент $k > 1$ из равенства

$$\sigma_{krp}(0.5d) = E \left(\frac{1}{\rho} \right)_{\max} 0.5d - \frac{4E^3}{27k^2 S_k^2} \left[\left(\frac{1}{\rho} \right)_{\max} \right]^3 (0.5d) = S_k, \quad (11)$$

после подстановки $y = y_{\max} = 0.5d$ воспользовавшись уже известным значением $(\frac{1}{\rho})_{\max}$ и $\sigma_{pp}(y_{\max})$, когда в крайнем предельно растянутом волокне круглого поперечного сечения медной проволоки (рис. 2, точка K_p) переменная $y = y_{\max} = 0.5d$. В результате после несложных преобразований и сокращений получаем $k = 1.50775$.

Для проверки соблюдения ограничений (7), (9), связанных с вычислением наибольшей относительной продольной деформации $\epsilon_{\max}$, и построения графика предельных сжимающих напряжений σ_{sp} воспользуемся зависимостями (4), (6), $\epsilon_{\max} = R(\frac{1}{\rho})_{\max} \leq 0.05$, A_s , $R = 0.5d$, $(\frac{1}{\rho})_{\max}$, подставив в них коэффициент $k = 1.50775$.

$$\begin{aligned}\epsilon_{\max} &= \epsilon_{ksp} = |\epsilon_{ksp}| = (\frac{1}{\rho})_{\max} \frac{d}{2} = 4.327 \frac{kS_k}{Ed} \frac{d}{2} = \\ &= 4.327 \cdot 1.50775 \cdot 0.5 \frac{S_k}{E} = 3.262 \frac{S_k}{E} \leq 0.05;\end{aligned}\quad (12)$$

$$\begin{aligned}\sigma_{sp} &= \sigma_{sp}(y) = E(\frac{1}{\rho})_{\max} y + \frac{64E^3 d}{405\pi k^2 S_k^2} \left[(\frac{1}{\rho})_{\max} \right]^3 y^2 = \\ &= 6.52403S_k \cdot \frac{y}{d} \left[1 + 0.94178 \frac{y}{d} \right], -\frac{d}{2} \leq y \leq 0;\end{aligned}\quad (13)$$

$$\begin{aligned}\sigma_{sp}(-0.25d) &= -6.52403S_k \cdot 0.25(1 - 0.94178 \cdot 0.25) = -1.24699S_k, \\ \sigma_{sp}(-0.5d) &= -6.52403S_k \cdot 0.5(1 - 0.94178 \cdot 0.5) = -1.72596S_k.\end{aligned}\quad (14)$$

Абсолютное численное превышение напряжения $\sigma_{ksp}^{(\max)}$ по сравнению с $\sigma_{rp}^{(\max)}$ (рис. 3, кривая 2)

$$\sigma_{ksp}^{(\max)} = |\sigma_{sp}(-0.5d)| = 1.72596S_k > \sigma_{kp}^{(\max)} = kS_k = 1.50775S_k \quad (15)$$

не является опасным, поскольку пластичные и упруго-пластичные материалы (в том числе медь) не имеют предела прочности при сжатии [14].

Предельное значение деформации растяжения ϵ_{mp} (дополненной индексом "p"), соответствующее экстремальному напряжению $\sigma_{rp}^{(\max)}$, можно вычислить по гипотезе плоских сечений (6), когда $y = y_m = 0.3465d$, согласно (10), с учетом $(\frac{1}{\rho})_{\max}, k$.

Численно-аналитические итоги расчета $(\frac{1}{\rho})_{\max}, k, M_{\max}$ и (14) в полной мере согласуются с графической иллюстрацией, приведенной на рис. 4.

В соответствии с количественной информацией рис. 4 и экспериментально-статистическими данными [4] медный провод, подверженный воздействию тока большой величины, вследствие сильного нагрева начнет разрушаться с крайнего растянутого волокна в наиболее опасной точке k_p путем образования трещины длиной $l_{tr} = 0.668R$ с последующим ее увеличением примерно до половины поперечного сечения и разрывом проводника (рис. 2, 4, 5). При этом велика вероятность быстрого трещинообразования ввиду наличия на эпюре σ_{rp} еще двух внутренних опасных точек m, v в материале (рис. 4) с максимальным нормальным напряжением $\sigma_{rp}^{(\max)} = 1.50775S_k > S_k$ и предельно допустимым сопротивлением S_k .

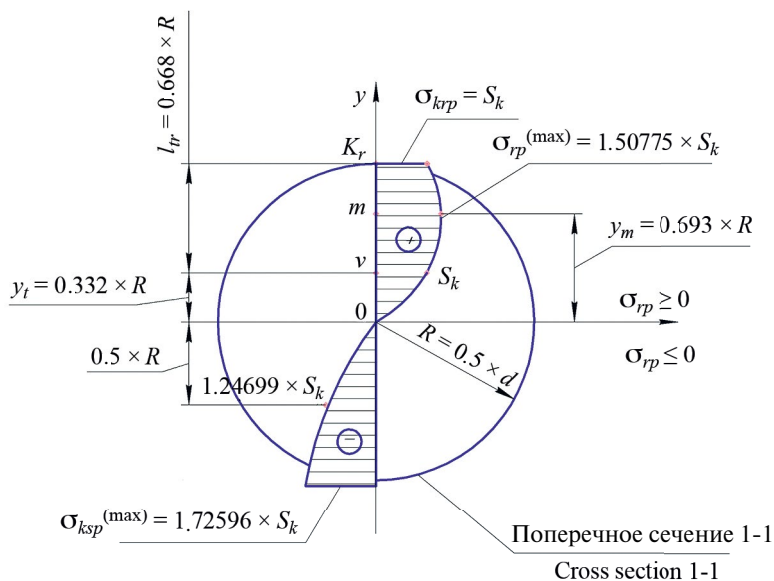


Рис. 4. Предельные эпюры внутренних силовых факторов σ_{rp} , σ_{sp} в плоскости поперечного сечения медного провода.

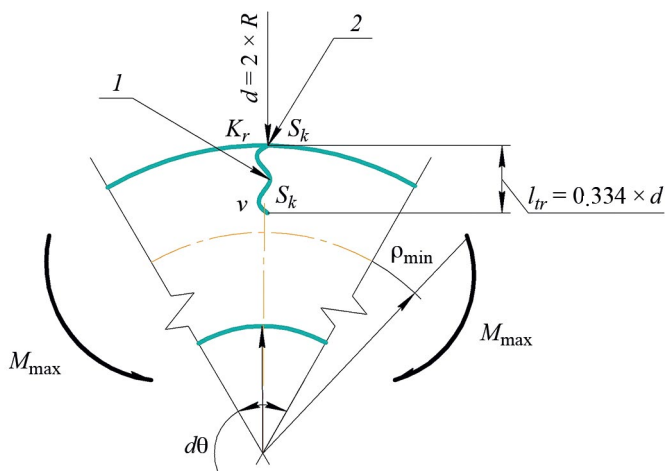


Рис. 5. Начальная стадия процесса разрушения в предельном напряженно-деформированном состоянии чистого изгиба моментом $M_{\max}$: 1 – трещина минимальной длины l_{tr} ; 2 – наиболее опасная точка.

Таким образом, разрыв проводника не произойдет при $\frac{1}{\rho} < \left(\frac{1}{\rho}\right)_{\max}$ или $\rho > \rho_{\min}$,

где ρ – фактический радиус кривизны. В противном случае, если $\frac{1}{\rho} \geq \left(\frac{1}{\rho}\right)_{\max}$ либо $\rho \leq \rho_{\min}$, то гарантировано его разрушение.

Из этого следует условие предельной несущей способности (неразрушимости) медного однопроволочного проводника в классической интерпретации [13,14,19] $\sigma_{knp} < S_k$.

В то же время, представляя минимально допустимое значение растягивающего напряжения

$$\left[\sigma_{rp}^{(\max)} \right] = \frac{k S_k}{[n_k]} = 1.50775 \frac{S_k}{[n_k]}, 1 < [n_k] \leq 2, \quad (16)$$

при $k = 1.50775$ с минимальным нормируемым коэффициентом запаса $1 < [n_k] \leq 2$ [19] и формулируя проектное условие неразрушимости

$$\sigma_{rp}^{(\max)} \leq \left[\sigma_{rp}^{(\max)} \right], \quad (17)$$

становится возможным определить соответствующие граничные геометрические характеристики $\left[\left(\frac{1}{\rho} \right)_{\max} \right], [\rho_{\min}]$

$$\left(\frac{1}{\rho} \right)_{\max} \leq \left[\left(\frac{1}{\rho} \right)_{\max} \right] = \frac{6.524}{[n_k]} \cdot \frac{S_k}{Ed_n(1 + \alpha T)}, \quad (18)$$

$$\rho_{\min} \leq [\rho_{\min}] = \rho_{\min} \cdot [n_k],$$

воспользовавшись зависимостями $\left(\frac{1}{\rho} \right)_{\max}, \rho_{\min}$ с запасом несущей способности $[n_k]$.

В настоящей статье, исходя из сечения исследуемых медных проводников, моделировались условия токовой перегрузки, характерные для автомобильной электрической сети, электрической сети бытовых помещений, кабелей промышленного оборудования, где эффект провисания проводника при нагреве практически отсутствует из-за конструктивных особенностей прокладки проводников и их длины.

В работе [24] показано, что токовая перегрузка формирует структуру электромагнитного поля, которое взаимодействует с протекающим током и, согласно закону Ампера, порождает механические усилия, направленные в тело проводника (как в электрических машинах). При этом авторы [24] подчеркивают, что при токовой перегрузке, как и при коротком замыкании, возникают эффекты взаимодействия тока, электромагнитного поля, теплового поля от джоулева нагрева и механического от сил Ампера и пондеромоторных сил магнитного поля.

В настоящей статье исследовалась начальная стадия разрушения медного проводника под действием токовой перегрузки, когда визуально действие этих сил еще не обнаруживается, т. е. еще нет оплавлений, изменений диаметра сечения проводника и т. п., при этом на рис. 1 видно, что форма и площадь сечения проводника еще не изменились.

В работе [25] изменение формы и площади сечения проводника было зафиксировано только в месте его оплавления на конечной фазе его разрушения. Кроме того, в работах [4, 25] показано, что разрушение медного проводника, как правило, имеет место на нескольких участках, и, если оплавления сразу привлекают внимание и исследуются в рамках пожарно-технической экспертизы, то наличие трещин медного проводника, как правило, не исследуется, несмотря на то, что это важный криминалистический признак.

В работе [26] показано, что при механическом раскрытии (доломе) трещины медного проводника, подвергнутого токовой перегрузке, изменение формы и площади

сечения проводника не фиксировалось. Таким образом, можно с полной уверенностью констатировать, что в пределах введенных допущений круговая форма поперечного сечения медного проводника не изменяется при изгибе с минимально допустимым радиусом кривизны $\rho_{\min}$. Этот факт подтвержден как прямыми замерами, так и путем теоретического определения $\rho_{\min}$ и $\epsilon_{\max}$ изгибаемой медной проволоки диаметром 1 мм из стандартной электротехнической меди марки М1 по ГОСТ 859-2014 и при $t = 700^\circ\text{C}$ [18, 20].

В предлагаемой модели связь между нагревом проводника и прочностными характеристиками учитывается изменением модуля упругости, в частности, при температуре 20°C он равен $E = 12714 \text{ кг/мм}^2$, а при температуре 700°C — $E = 9883 \text{ кг/мм}^2$.

Заключение. Исследованием на растровом электронном микроскопе медных проводников, подвергшихся токовой перегрузке и изъятых с места пожара, наглядно подтверждено, что на начальном этапе процесса токовой перегрузки происходит образование микротрещин, которые затем под действием электродинамических сил развиваются до полного разрушения проводника.

Разработана уточненная теория предельного напряженно-деформированного состояния, и на ее основе предложена статическая механико-математическая модель разрушения медного стержня круглого поперечного сечения в условиях чистого неупругого изгиба.

Решение новой актуальной фундаментально-прикладной задачи нелинейной строительной механики доведено до простых конечных формул, позволяющих их использовать в практической деятельности.

Полученные результаты можно непосредственно использовать как для количественной оценки несущей способности медных проводников в условиях их токовой перегрузки при проведении обоснованной физико-математически пожарно-технической экспертизы, так и при проектировании электропроводки.

КОНФЛИКТ ИНТЕРЕСОВ

Авторы заявляют об отсутствии конфликта интересов.

Вклад авторов. Все авторы сделали эквивалентный вклад в подготовку публикации.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Roby R. J., McAllister J. Forensic investigation techniques for inspecting electrical conductors involved in fire // Final Technical Report for Award No. 239052. Columbia : Combustion Science & Engineering, 2012. 259 p.
2. Babrauskas V. Arc mapping: a critical review // Fire Technology. 2018. V. 54. Iss. 3. P. 749. https://doi.org/10.1007_s10694-018-0711-5
3. Xiao K. C. et al. Investigation of evolution process and molten marks characteristics of overcurrent fault // J. Xian Univ. Sci. Technol. 2020. V. 40. P. 393.
4. Мокряк А. Ю. Установление природы оплавлений медных проводников и латунных токоведущих изделий при экспертизе пожаров на объектах энергетики: Дис. ... канд. техн. наук. СПб.: Академия ГПС МЧС России, 2018.
5. Финкель В. М., Головин Ю. А., Слетков А. А. О возможности торможения быстрых трещин импульсами тока // ДАН СССР. 1976. Т. 227. № 4. С. 848.
6. Головин Ю. И., Финкель В. М., Слетков А. А., Шибков А. А. Динамика разрушения материала в вершине трещины под действием сильного электромагнитного поля // ФХОМ. 1978. № 2. С. 40.
7. Емельянов О. А. Локальное разрушение тонких металлических пленок при электродинамических нагрузках // Журнал технической физики. 2008. Т. 78. № 7. С. 48.
8. Krivosheev S. I., Adamian Yu. E., Alekseev D. I. et al. The impact of local current density increase on conductor destruction // Journal of Physics: Conference Series. 2019. V. 1147 (1). 012033. <https://doi.org/10.1088/1742-6596/1147/1/012033>

9. Лукаш П. А. Основы нелинейной строительной механики М.: Стройиздат, 1978. 204 с.
10. Недобитков А. И., Абдеев Б. М. О физической основе локальной токовой перегрузки // Пожаровзрывобезопасность 2019. Т. 28. № 6. С. 18.
<https://doi.org/10.18322/PVB.2019.28.06.18-28>
11. Недобитков А. И., Абдеев Б. М. Неупругое растяжение медного однопроволочного проводника при неограниченных местных деформациях и положительной температуре // Журнал технической физики. 2021. Т. 91. № 6. С. 946.
<https://doi.org/10.21883/JTF.2021.06.50864>
12. Тимошенко С. П., Гере Дж. Механика материалов: Пер. с англ. 2-е изд. СПб.: Лань, 2002. 672 с.
13. Биргер И. А., Мавлютов Р. Р. Сопротивление материалов: учебное пособие. М.: Наука, 1986. 560 с.
14. Филин А. П. Прикладная механика твердого деформируемого тела. Сопротивление материалов с элементами теории сплошных сред и строительной механики. М.: Наука, 1975. 832 с.
15. Варданян Г. С., Андреев В. И. и др. Сопротивление материалов с основами теории упругости и пластичности: учебн. пособие / Под ред. Г.С. Варданян. М.: Изд-во АСВ, 1995. 558 с.
16. Попов Е. П. Теория и расчет гибких упругих стержней. М.: Наука, 1986. 296 с.
17. Феодосьев В. И. Сопротивление материалов М.: Наука, 1974. 500 с.
18. Николаев А. К., Костин С. А. Медь и жаропрочные медные сплавы. М.: ДПК Пресс, 2012.
19. Серенсен С. В., Когаев В. П., Шнейдерович Р. М. Несущая способность и расчеты деталей машин на прочность: Руководство и справ. пособие / Под ред. С.В. Серенсена. М.: Машиностроение, 1975. 488 с.
20. Сакало В. И., Гусева Ю. С., Иншакова Т. В. Влияние температуры термообработки на механические свойства меди М1 // Вестник Брянского гос. тех. ун-та. 2015. Т. 47. № 3. С. 94.
21. Бронштейн И. Н., Семендяев К. А. Справочник по математике для инженеров и учащихся втузов. 13-е изд., исправл. М.: Наука, 1986. 544 с.
22. Смолянский М. Л. Таблицы неопределенных интегралов. М.: Наука, 1965. 112 с.
23. Правила устройства электроустановок. Все действующие разделы шестого и седьмого изданий с изменениями и дополнениями. Новосибирск: Норматика, 2018. 462 с.
24. Гуляев И. В., Васенин А. Б., Степанов С. Е. и др. Тепловизионное обследование изогнутых шинопроводов распределительных устройств трансформаторных подстанций // Автоматизация и ИТ в энергетике. 2022. № 6 (155). С. 2.
25. Yang Li et all. Analysis of overload induced arc formation and beads characteristics in a residential electrical cable // Fire Safety J. 2022. V. 131. P. 103626.
<https://doi.org/10.1016/j.firesaf.2022.103626>
26. Недобитков А.И. Фрактография изломов медных проводников автомобильной электрической цепи // Пожаровзрывобезопасность. 2016. Т. 25. № 2. С. 21.
<https://doi.org/10.18322/PVB.2016.25.02.21-27>