

# ЛИТЕЙНОЕ ПРОИЗВОДСТВО

УДК 621.746.047:669.054.2

Анцупов В.П., Ячиков М.И., Ячиков И.М., Савинов А.С.

## ОСОБЕННОСТИ ПОЛУЧЕНИЯ И ПЕРЕПЛАВА ЭЛЕКТРОДА, ИЗГОТОВЛЕННОГО ИЗ ОТРАБОТАННЫХ ДИСКОВЫХ НОЖЕЙ, В УСТАНОВКЕ ЭШП

**Аннотация.** В прокатном производстве разновидностью легированного лома являются отходы, образующиеся из отработанных ножей для резки металла, причем значительную долю составляют вышедшие из строя дисковые ножи. Предлагается изготавливать переплавляемые электроды для ЭШП из отработанных ножей одного типоразмера. Для получения цилиндрического электрода для лучшего теплового и электрического контакта диски прижимают друг к другу под давлением не менее 1 МПа и приваривают их между собой с помощью дуговой аргоновой или плазменной сварки. Изготовленный подобным образом из отработанных дисковых ножей электрод обладает анизотропией свойств. Показан алгоритм определения эффективного коэффициента теплопроводности и удельного электрического сопротивления в осевом направлении электрода с учетом передачи тепла и электрического тока через зону контакта двух металлических дисков. Предложена методика расчета нестационарного распределения температуры по длине электрода до момента начала его плавления. Для стационарного режима переплава приведены зависимости для оценки массовой и линейной скоростей плавления электрода при заданной его геометрии и известных теплофизических свойствах. Показано, что для электродов с одинаковым внешним диаметром составной электрод, полученный из отработанных дисковых ножей, имеет более высокую массовую и линейную скорость плавления, чем литой электрод.

**Ключевые слова:** дисковые ножи по металлу, электрошлаковый переплав, легированная сталь, переплавляемый электрод, анизотропия свойств, линейная скорость плавления электрода.

### Введение

В прокатном производстве дисковые ножи применяют на дисковых ножницах при продольной резке и обрезке кромки листов и рулонной полосы металла на определенную ширину. Дисковым ножом называется нож круглой формы, выполненный из материала высокой прочности с отверстием в центре под крепление и имеющий по периметру режущую кромку. Отверстие в центре дискового ножа предназначено для посадки на ось вращения. Оно может быть выполнено как с пазами, так и с выступами, а ширина его кромки может варьироваться. Дисковые ножи крепятся также при помощи вспомогательных отверстий и могут состоять из нескольких секторов. Дисковые ножи могут изготавливаться из инструментальной, штамповочной, быстрорежущей и легированной сталей. Наибольшее распространение получили легированные инструментальные стали 9ХС, 9ХФ, ХВСГ, 6ХВ2С и др. [1].

На металлургических предприятиях существует проблема переработки и использования вторичного стального лома. В прокатном производстве разновидностью легированного лома являются отходы, образующиеся из отработанных ножей для резки металла, причем значительную долю составляют вышедшие из строя дисковые ножи.

Используемые в настоящее время дисковые ножи для резки металла имеют 40 типоразмеров с наружным диаметром  $D = 125\text{--}370$  мм, с посадочным отверстием  $d = 40\text{--}240$  мм и высотой  $B = 6\text{--}30$  мм по ТУ 14-1-1146-74 из легированных сталей твердостью

50–61 HRC (по Роквеллу) (рис. 1). Основные размеры стандартных дисковых ножей с внешним диаметром до 400 мм сведены в табл. 1.

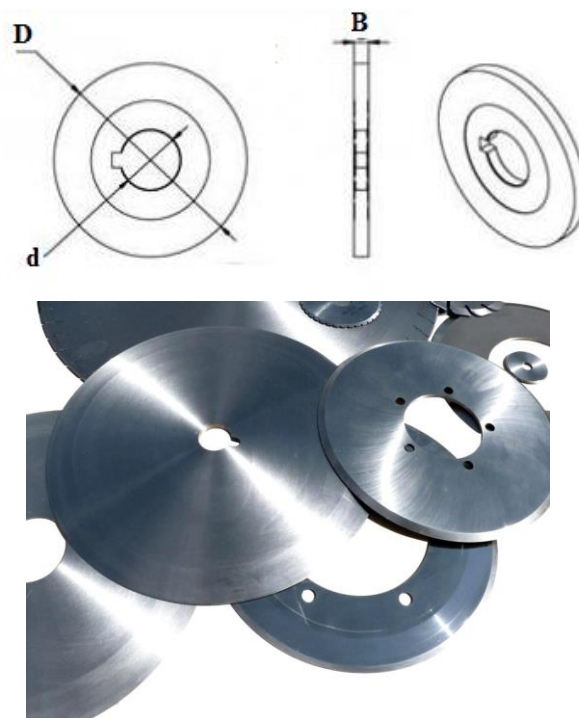


Рис. 1. Основные размеры дисковых ножей по металлу

Таблица 1

Типоразмеры стандартных дисковых ножей, мм

<i>D</i>	<i>d</i>	<i>B</i>	<i>D</i>	<i>d</i>	<i>B</i>
260	120	20	350	240	20
260	150	20	360	150	20
260	150	30	360	150	30
270	150	20	360	220	30
275	125	20	370	210	20
300	150	20	370	240	20
300	175	16	370	240	30
350	200	30			

В настоящее время производство и переработка отработанных ножей чаще всего протекает по следующей маршрутной карте [2]:

- плавка стали в электродуговых или индукционных печах;
- разливка в формы электродов ЭШП;
- переплав ЭШП;
- ковка заготовок дисковых ножей;
- предварительная термическая обработка (отжиг);
- механическая обработка;
- окончательная термическая обработка (закалка с высоким отпуском).

Из рассмотренной технологической схемы видно, что имеется двойной переплав получаемой заготовки. Возникает вопрос о возможности получения требуемой заготовки в установке ЭШП в одну стадию. Поставленная задача наталкивается, прежде всего, на проблему изготовления переплавного электрода.

В настоящее время наиболее распространенным способом получения расходуемых электродов ЭШП является процесс прессования металлической шихты, имеющий ряд недостатков. Неоднократно предпринимались попытки усовершенствования технологии прессования, конструкций прессовых установок и инструментальной наладки. Однако основными недостатками существующей схемы, связанной с прессованием, остаются наличие дорогого прессовального оборудования, недостаточная прочность получаемых электродов, возможность возникновения трещин [3].

В данной работе предлагается получение переплавляемого электрода из отработанных дисковых ножей. Они практически полностью сохраняют типоразмеры стандартных дисковых ножей с тем отличием, что за счет износа внешний диаметр ножей уменьшается на  $\Delta_{\text{изн}} = 3\text{--}5$  мм.

При наличии большого количества отработанных ножей предлагается переплавляемые электроды для ЭШП изготавливать из ножей одного типоразмера. Для получения цилиндрического электрода для лучшего теплового и электрического контакта диски прижимают друг к другу под давлением не менее 1 МПа и приваривают с помощью аргоновой или плазменной сварки. В зависимости от размера обрабо-

танных дисковых ножей делают 3–5 сварных швов вдоль образующей цилиндра электрода (рис. 2, а) либо проводят точечную сварку в 3–5 точках по внешней окружности контакта дисковых ножей (рис. 2, б).

Сварку производят при обычном атмосферном давлении, при этом плотность энергии в дуге (тепловой поток) примерно такая же, как при обычной дуговой сварке. При этом сварочную ванну защищают от действия кислорода воздуха аргоном, используя вольфрамовый электрод, который практически не расходуется. Плазменную сварку выполняют с помощью плазмотрона, в котором дуга горит в атмосфере аргона повышенного давления. При этом в аргоновой струе достигают температуры до 12 тысяч градусов Цельсия в узком столбе плазмы. В отличие от свободной дуги плазменная струя имеет практически цилиндрическую форму, создает давление на металл в 5–8 раз больше, при этом тепловая энергия вся сосредоточена в тонкой струе плазмы и нагрев металла происходит только в области сварки.

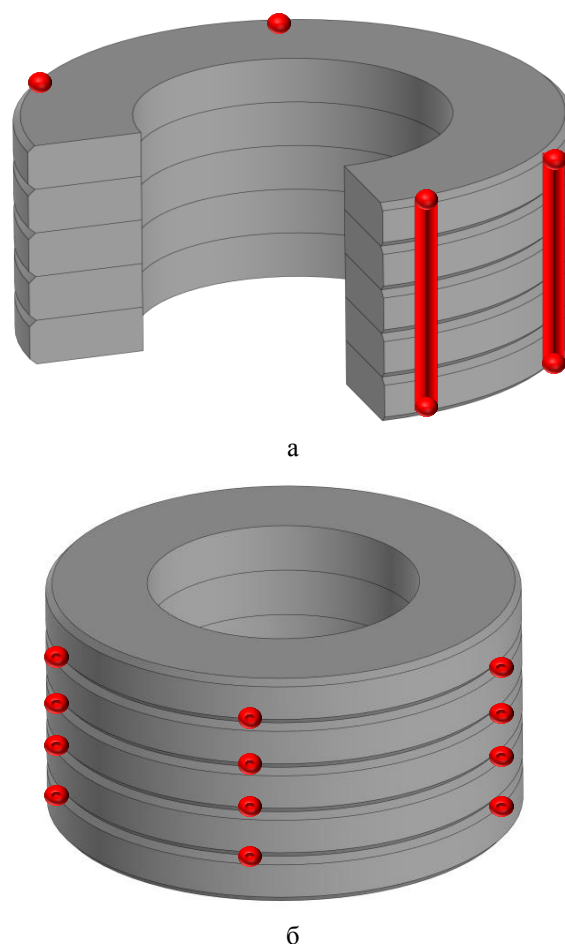


Рис. 2. Изготовление переплавляемого электрода: а – путем нанесения сварных швов вдоль образующей цилиндра электрода; б – путем точечной сварки по внешней окружности контакта дисковых ножей

### Расчет геометрии и свойств переплавляемого электрода, полученного из отработанных дисковых ножей

Рассмотрим расчет геометрии и свойств переплавляемого электрода из отработанных дисковых ножей и его переплав в электрошлаковой печи с внутренним кристаллизатором – дорном, предназначенным для формирования полости в выплавляемой заготовке.

Исходными данными являются размеры получаемой заготовки – ее внешний, внутренний диаметры и высота:  $D_3 = 350\text{--}500$  мм;  $d_3 = 150\text{--}240$  мм;  $H_3 = 720$  мм. Определим суммарную длину  $h$  переплавляемого электрода при переплаве отработанных ножей заданного диаметра  $D$ . По уравнению непрерывности

$$\gamma_{\text{тр}} \pi \left( (D - \Delta_{\text{из}})^2 - d^2 \right) \frac{h}{4} = \gamma_{\text{тр}} \pi \left( D_3^2 - d_3^2 \right) \frac{H_3}{4} \quad \text{получим}$$

$$h = H_3 \frac{(D_3^2 - d_3^2)}{\left( (D - \Delta_{\text{из}})^2 - d^2 \right)}.$$

При ЭШП имеют место потери на угар металла электрода, составляющие примерно 1%, с учетом этого необходимая минимальная длина переплавляемого электрода

$$h_3 = 1,01h = 1,01 \cdot H_3 \frac{(D_3^2 - d_3^2)}{\left( (D - \Delta_{\text{из}})^2 - d^2 \right)}. \quad (1)$$

Для примера возьмем следующие исходные данные: размеры получаемой заготовки  $D_3 = 384$  мм,  $d_3 = 220$  мм,  $H_3 = 720$  мм; размеры переплавляемых ножей  $D = 370$  мм,  $d = 240$  мм,  $\Delta_{\text{изн}} = 5$  мм. Поперечный размер переплавляемого электрода составляет 370 мм и равен внешнему диаметру ножей, определим минимальную длину  $h_3$  переплавляемого электрода. По уравнению непрерывности (1) получим  $h_3 \approx 953$  мм.

На ПАО «ММК» для изготовления ножей используют сталь 6ХВ2С. Ее теплофизические свойства при комнатной температуре: плотность  $\gamma_{\text{тр}} = 7800$  кг/м<sup>3</sup>; теплоемкость  $c_{\text{т}} = 460$  Дж/(кг·К); изотропная теплопроводность  $\lambda_{\text{тр}} = 40$  Вт/(м·К).

Электрод, изготовленный из отработанных дисковых ножей, обладает анизотропией свойств. Определим эффективный коэффициент теплопроводности  $\lambda_{\text{эф}}$  в осевом направлении с учетом передачи тепла через зону контакта двух металлических дисков. Тепловой поток  $q$ , передающийся вдоль оси цилиндра, встречает термическое сопротивление самого металла и термическое сопротивление  $R_k$ , возникающее при неплотном контакте двух металлических пластин.

Полное термическое сопротивление  $R = R_k + B/\lambda_{\text{тр}}$ , где  $B$  – толщина диска. Тепловой поток при перепаде температур  $\Delta t$

$$q = \lambda_{\text{эф}} \frac{\partial t}{\partial x} = \lambda_{\text{эф}} \frac{\Delta t}{\Delta x} = \lambda_{\text{эф}} \frac{\Delta t}{B + \delta_1}.$$

Учитывая, что при плотном прижатии двух металлических дисков величина микрозора  $\delta_1 \ll B$ , получим выражение для эффективного коэффициента теплопроводности:

$$\lambda_{\text{эф}} = \frac{B}{R} = \frac{B}{R_k + \frac{B}{\lambda_{\text{тр}}}}. \quad (2)$$

Для определения термического сопротивления контакта  $R_k$  используем выражение для параллельного действия трех термических сопротивлений:

$$\frac{1}{R_k} = \frac{1}{R_m} + \frac{1}{R_b} + \frac{1}{R_l}, \quad (3)$$

где  $R_m$  – термическое сопротивление фактического контакта (тепло передается теплопроводностью через металл);  $R_b$  – термическое сопротивление межконтактной среды (тепло передается теплопроводностью через микрозоры, в которых находится воздух);  $R_l$  – термическое сопротивление лучистого теплообмена.

Обычно излучение учитывают, если разница температур между контактирующими поверхностями  $\Delta t = t_1 - t_2 > 700^\circ\text{C}$  и используют материалы, имеющие низкую теплопроводность. В нашем случае, при контакте двух металлов этой величиной можно пренебречь ( $R_l = 0$ ), получим

$$\frac{1}{R_k} = \frac{1}{R_m} + \frac{1}{R_b}. \quad (4)$$

При рассмотрении процесса передачи тепла через зону контакта двух твердых тел обычно принимаю ряд допущений [4]:

- пятна фактического контакта равномерно распределены по всей поверхности сопряжения;
- пятна контакта остаются неизменными при приложении нагрузки;
- выступы микронеровностей претерпевают чисто пластическую деформацию;
- тепловое сопротивление окисной пленки на поверхности металла пренебрежимо мало.

Для определения термического сопротивления фактического контакта с учетом этих допущений воспользуемся выражением, рекомендованным в работе [5]:

$$\frac{1}{R_m} = 2,12 \cdot 10^4 \lambda_{\text{тр}} \left( \frac{p}{E} B_n \right)^{0,8}, \quad (5)$$

где  $p$  – давление в контакте, Н/м<sup>2</sup>;  $E$  – модуль упругости металла (модуль Юнга), его значение с увеличением температуры уменьшается (табл. 2).

Эмпирическая зависимость (5) выведена путем усреднения данных, полученных при обработке поперечных и продольных профилеграмм с поверхностей

с чистой обработкой от 3-го до 10-го класса, для материалов с модулем упругости  $E > 7 \cdot 10^{10}$  Н/м<sup>2</sup> и относительных нагрузках на контактные поверхности  $p/E = 5 \cdot 10^{-6} - 5 \cdot 10^{-4}$ .

Таблица 2

Модуль Юнга в зависимости от температуры

$t, ^\circ\text{C}$	20	50	100	200	300	400	500	600
$E, \text{ГПа}$	215	212	210	205	200	190	180	170

Коэффициент  $B_n$  характеризует геометрические свойства контактирующих поверхностей и зависит от суммы средних высот выступов микронеровностей контактирующих поверхностей  $h_\Sigma = h_{cp1} + h_{cp2} = 2h_{cp}$ . Графическая зависимость  $B_n(h_\Sigma)$ , приведенная в работе [5], была аппроксимирована в виде следующего уравнения:

$$B_n = 27,106 - 0,5518h_\Sigma + 0,0052h_\Sigma^2, \quad (6)$$

где величина  $h_\Sigma$  задается в мкм.

Средняя высота неровностей  $h_{cp}$  зависит от класса чистоты обработки поверхности согласно ГОСТ 2789-59.

Термическое сопротивление межконтактной среды

$$\frac{1}{R_b} = \frac{\lambda_b}{h_\Sigma(1-m)}. \quad (7)$$

Теплопроводность воздуха между дисками  $\lambda_b$  берем при средней температуре контакта поверхностей. Величина  $m$  является коэффициентом заполнения профиля. Приведенная в работе [5] графическая зависимость  $1-m$  от суммарной величины средних высот микровыступов  $h_\Sigma$  была аппроксимирована следующим уравнением:

$$1-m = 0,4154 + 8,1 \cdot 10^{-3} h_\Sigma - 9 \cdot 10^{-5} h_\Sigma^2. \quad (8)$$

Зависимости теплопроводности воздуха от температуры, Вт/(м·град), с хорошей для практики точностью в диапазоне температур (0–1200°C) были аппроксимированы функцией [6]

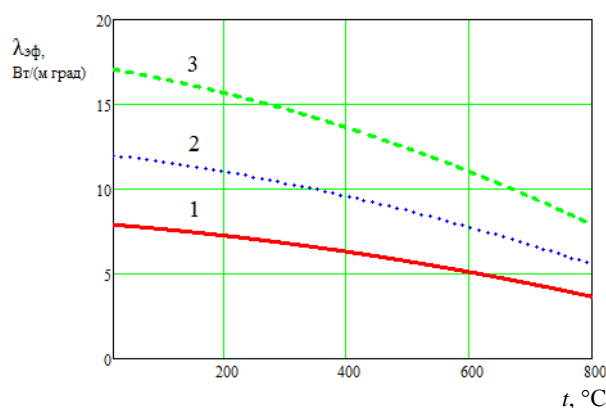
$$\lambda_b(t) = 2,54 \cdot 10^{-2} + 7 \cdot 10^{-5} t - 1,4 \cdot 10^{-8} t^2. \quad (9)$$

Изотропный коэффициент теплопроводности металла, Вт/(м·град), также является функцией температуры

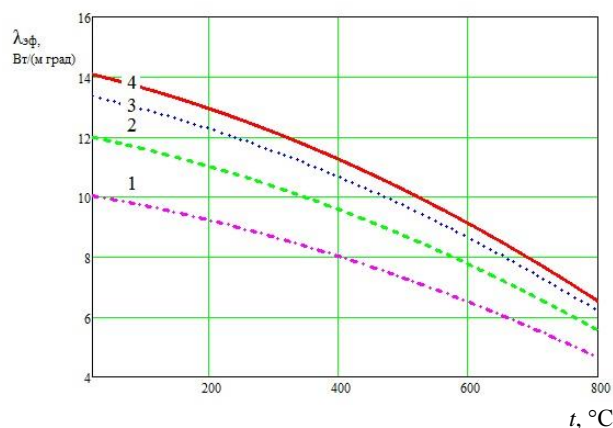
$$\lambda_{\text{н}}(t) = 40,1 - 0,0144 t - 1,583 \cdot 10^{-5} t^2. \quad (10)$$

На основе математической модели (2) – (10) проведено компьютерное моделирование изменения эффективного коэффициента теплопроводности от параметров, влияющих на контактное термическое сопротивление. На рис. 3, а показана зависимость эффективного коэффициента теплопроводности от тем-

пературы при разных давлениях между дисками. Расчет проведен при толщине диска  $B = 20$  мм и 6-м классе чистоты поверхности ( $h_\Sigma = 20$  мкм). Видно, что эффективная теплопроводность падает с увеличением температуры и растет с увеличением контактного давления. При прочих равных условиях чем выше чистота обработки металла, тем выше эффективный коэффициент теплопроводности (рис. 3, б). Понятно, что это можно объяснить большей площадью микроконтактов при соприкосновении двух поверхностей.



а



б

Рис. 3. Зависимость эффективного коэффициента теплопроводности от температуры:  
а – при давлении между дисками:  
1 – 0,5 МПа; 2 – 1 МПа; 3 – 2 МПа;  
б – при разных классах чистоты обработки поверхности ( $p=1$  МПа): 1 – 5-й класс ( $h_\Sigma = 40$  мкм); 2 – 6-й класс ( $h_\Sigma = 20$  мкм); 3 – 7-й класс ( $h_\Sigma = 10$  мкм); 4 – 8-й класс ( $h_\Sigma = 5$  мкм)

Для дальнейших тепловых расчетов определим среднеинтегральные эффективные коэффициенты теплопроводности при  $p = 1$  МПа в диапазоне температур от 0 до 800°C как  $\bar{\lambda}_{эф} = \frac{1}{800} \int_0^{800} \lambda_{эф}(t) dt$ , в результате расчета получим:

при  $h_{\Sigma} = 40$  мкм  $\bar{\lambda}_{\text{эф}} = 7,8$  Вт/(м·град);  
 при  $h_{\Sigma} = 20$  мкм  $\bar{\lambda}_{\text{эф}} = 9,33$  Вт/(м·град);  
 при  $h_{\Sigma} = 10$  мкм  $\bar{\lambda}_{\text{эф}} = 10,4$  Вт/(м·град);  
 при  $h_{\Sigma} = 5$  мкм  $\bar{\lambda}_{\text{эф}} = 10,96$  Вт/(м·град).

Средняя теплопроводность в этом диапазоне температур литого металла  $\bar{\lambda}_{\text{л}} \approx 30,9$  Вт/(м·град).

При соприкосновении двух металлических дисков возникает дополнительное электрическое сопротивление  $R_{\text{к}}$ , называемое контактным сопротивлением. Оно состоит из двух частей и в первом приближении можно считать, что они не зависят друг от друга  $R_{\text{к}} = R_{\text{пл}} + R_{\text{п}}$ . Первая составляющая  $R_{\text{пл}}$  вызывается поверхностными пленками, образующимися на контактных поверхностях и препятствующих протеканию тока. Вторая составляющая  $R_{\text{п}}$  вызывается наличием неровностей на поверхности металла, в результате соединенные в стык проводники соприкасаются лишь в отдельных точках аналогично процессу передаче тепла через зону теплового контакта.

Если пренебречь  $R_{\text{пл}}$  и считать, что при прижатии двух дисков наблюдается только упругая деформация металла, то переходное сопротивление можно определить по формуле, предложенной в работе [7]:

$$R_{\text{п}} = \frac{0,12 \cdot \rho \cdot E \cdot h_{\text{сп}}}{Q(1-\mu)}, \quad (11)$$

где  $\rho$  – удельное сопротивление металла;  $\mu=0,28-0,33$  – коэффициент Пуассона стали;  $E$  – модуль упругости;  $h_{\text{сп}}$  – средняя высота микронеровностей контактирующих поверхностей;  $Q = p \cdot f$  – усилие контактного нажатия при давлении сжатия  $p$ . Площадь контакта  $f = \pi((D - \Delta_{\text{из}})^2 - d^2)$ .

Полное электрическое сопротивление с учетом контактного сопротивления можно записать как  $R' = \frac{\rho}{f} \left( B + \frac{0,12 \cdot E h_{\text{сп}}}{p(1-\mu)} \right)$ . Эффективное удельное сопротивление

$$\rho_{\text{эф}} = \frac{R' f}{B} = \rho \left( 1 + \frac{0,12 \cdot E h_{\text{сп}}}{B \cdot p(1-\mu)} \right). \quad (12)$$

Отсюда относительное увеличение удельного сопротивления

$$K_{\text{эф}} = \frac{\rho_{\text{эф}}}{\rho} = \left( 1 + \frac{0,12 \cdot E h_{\text{сп}}}{B \cdot p(1-\mu)} \right). \quad (13)$$

При  $E = 10^5$  МПа,  $p = 1$  МПа,  $\mu = 0,3$ ,  $B = 20$  мм получим:

при  $h_{\text{сп}} = 20$  мкм  $K_{\text{эф}} = 18$ ;  
 при  $h_{\text{сп}} = 10$  мкм  $K_{\text{эф}} = 9,6$ ;  
 при  $h_{\text{сп}} = 5$  мкм  $K_{\text{эф}} = 5,3$ ;  
 при  $h_{\text{сп}} = 2,5$  мкм  $K_{\text{эф}} = 3,1$ .

Видно, что из-за наличия контактного сопротивления увеличивается эффективное удельное сопротивление, а значит, и объемное тепловыделение в переплавленном электроде при прохождении по нему тока  $I$ :

$$q_v = \rho \cdot J^2,$$

где  $J = I/f$  – средняя плотность тока через электрод.

При рассмотренных параметрах объемное тепловыделение в переплавленном электроде увеличивается в  $K_{\text{эф}}$  раз. Посмотрим, насколько это скажется на тепловом состоянии составного электрода.

Удельное сопротивление стали с возрастанием температуры растет линейно [8]

$$\rho_t = \rho(1 + \alpha_t(t - 20)), \quad (14)$$

где  $\rho = (0,1-0,13) \cdot 10^{-6}$  Ом·м,  $\alpha_t = (1-4) \cdot 10^{-3}$  град<sup>-1</sup> – температурный коэффициент электрического сопротивления. При  $\rho = 0,11 \cdot 10^{-6}$  Ом·м,  $\alpha_t = 2 \cdot 10^{-3}$  град<sup>-1</sup> при  $t = 500^\circ\text{C}$  имеем  $\rho_t \approx 2 \cdot 10^{-7}$  Ом·м.

При максимальном токе печи ЭШП  $I = 20$  кА имеем плотность тока  $J = I/f \approx 8,4$  А/см<sup>2</sup>, где площадь контакта  $f \approx 0,238$  м<sup>2</sup>.

Найдем объемное тепловыделение в литом электроде  $q_v = \rho_t J^2 = 2 \cdot 10^{-7} \cdot 8,4 \cdot 10^8 \approx 168$  Вт/м<sup>3</sup> = 0,000168 Вт/см<sup>3</sup> и электроде, полученном из отработанных ножей, при  $K_{\text{эф}} = 20$   $q_v = K_{\text{эф}} \rho_t J^2 \approx 3360$  Вт/м<sup>3</sup> = 0,00336 Вт/см<sup>3</sup>.

Полученные оценки говорят о том, что тепловыделением за счет джоулева тепла в электроде, полученном из отработанных ножей, можно пренебречь.

### Тепловое состояние переплавляемого электрода

Рассмотрим особенности теплового состояния переплавляемого электрода, изготовленного из отработанных дисковых ножей. Прежде всего, важным является установление особенностей нагрева и скорости плавления по сравнению с литым электродом. В работах [9, 10] представлены численные исследования теплового состояния и формы плавящегося электрода при ЭШП. Рассчитывается тепло, необходимое для плавления электрода с плоской формой торца. Показано, что для поддержания постоянной скорости плавления тепло, подводимое к электроду, должно постоянно изменяться. Представлены результаты для разных скоростей движения электрода, соответствующих разным скоростям плавления. Однако предлагаемая авторами модель теплового состояния сложна для практического применения в инженерных расчетах и не предполагает анизотропию теплофизических свойств переплавляемого электрода.

Рассмотрим задачу определения поля температур в переплавляемом электроде длиной  $H_3$ . Считаем, что в начальный момент времени его нижний торец касается расплавленного шлака с температурой  $t_{\text{шл}}$ , при этом температура всего остального электрода и окру-

жающей боковую поверхность среды равна  $T_0$ . Коэффициент теплоотдачи от шлака к электроду  $\alpha_{\text{шл}}$ . Электрод начинает прогреваться, при этом с его боковой стенки происходит теплоотдача в окружающую среду с коэффициентом теплоотдачи  $\alpha$ .

С учетом принятых допущений температурное поле по высоте электрода до момента плавления в выбранной системе координат можно описать уравнением (при  $\tau > 0, 0 < x < H_3$ )

$$\frac{\partial T}{\partial \tau} = a \left( \frac{\partial^2 T}{\partial x^2} \right) - \frac{\alpha}{c_t \cdot \gamma_t \cdot h} (T - T_0), \quad (15)$$

где  $a = \lambda_t / (c_t \cdot \gamma_t)$  - коэффициент температуропроводности материала электрода;  $h$  - отношение площади сечения торца электрода к периметру, для цилиндрического электрода  $h = r_3 / 2 = D / 4$ .

Для решения краевой задачи задавались начальное условие  $T(x, 0) = T_0$  и граничные условия:

$$\text{при } x=H_3, \lambda_t \cdot \partial T / \partial x = \alpha_{\text{шл}} (t_{\text{шл}} - T(H_3, \tau)); \quad (16)$$

$$\text{при } x=0 \partial T / \partial x = 0.$$

Данная задача была решена с использованием аналитической зависимости, полученной Лыковым А.В. [11], и подробно описана в работе по переплаву электрода, изготовленного из брикетов прессованной стружки металла [12].

Как только температура нижнего торца электрода достигает температуры солидуса  $T_s$ , в тепловой задаче на нижнем торце электрода изменяется граничное условие (16). Торцы начинают плавиться и жидкий металл каплями проходит через слой шлака. Можно считать, что с этого момента на торце электрода будет действовать граничное условие первого рода, т.е. температура торца  $t_{\text{шл}}$  остается постоянной и равной температуре, при которой капли металла под действием сил тяжести и поверхностного натяжения отрываются от электрода. Можно предположить, что эта температура зависит от температуры ликвидуса и солидуса металла и в первом приближении ее можно принять как среднее их значение (при  $x=H_3$ )  $T(H_3, \tau) = t_{\text{шл}} = (T_s + T_l) / 2$ .

При стационарном тепловом режиме при граничном условии первого рода плотность теплового потока, падающего на торец электрода со стороны расплавленного шлака, можно определить как  $q_{\text{шл}\alpha} = \alpha_{\text{шл}} (t_{\text{шл}} - t_{\text{шл}})$ , а тепловой поток, отбираемый электродом [11],

$$q_{\text{шл}\infty} = \frac{\lambda_t \cdot (t_{\text{шл}} - T_0)}{h} \sqrt{\text{Bi}_1}, \quad (17)$$

$$\text{где } \text{Bi}_1 = \frac{\alpha \cdot h}{\lambda_t}.$$

Зная тепловые потоки, из теплового баланса мож-

но оценить массовую скорость плавления электрода при заданной температуре шлака

$$v = \frac{dm}{d\tau} = (q_{\text{шл}\alpha} - q_{\text{шл}\infty}) \cdot \frac{F}{L}, \quad (18)$$

где  $L$  - теплота плавления материала электрода;  $F$  - площадь поверхности контакта электрода со шлаком. Известно, что оптимальной формой оплавливающейся части электрода является конус, причем в квазистационарном режиме переплава форма конуса не изменяется [13].

Для литого электрода при его переплаве  $h = r_3 / 2$ ,

$F = \pi \cdot r_3 \sqrt{r_3^2 + h_3^2}$ , где  $h_3 = r_3 \cdot \text{ctg} \varphi$  - высота конической части электрода;  $\varphi \approx 70^\circ$  - угол оплавливаемого конуса электрода.

Линейная скорость плавления электрода

$$\frac{dx}{d\tau} = \frac{4 \cdot v}{\rho \cdot \pi \cdot D^2}. \quad (19)$$

Для переплавляемого электрода, изготовленного из отработанных дисковых ножей и представляющего из себя полый цилиндр, имеем:  $h = (D - d) / 4$ ,

$$F \approx \pi \cdot d \sqrt{\frac{(D - d)^2}{4} + h_3^2}, \quad h_3 = \frac{(D - d) \cdot \text{ctg} \varphi}{2}.$$

Линейная скорость плавления составного электрода

$$\frac{dx}{d\tau} = \frac{4 \cdot v}{\rho \cdot \pi \cdot (D^2 - d^2)}. \quad (20)$$

Проведено компьютерное моделирование теплового состояния переплавляемого электрода из литой инструментальной стали 6XB2C и сварного электрода из отработанных дисковых ножей ( $H_3 = 900$  мм,  $D = 370$  мм,  $d = 240$  мм). Были приняты следующие исходные данные:  $\alpha_{\text{шл}} = 3000$  Вт/(м<sup>2</sup>·град);  $\alpha = 50$  Вт/(м<sup>2</sup>·град);  $L = 2,72 \cdot 10^5$  Дж/кг;  $T_0 = 350^\circ\text{C}$ ;  $t_{\text{шл}} = 1550^\circ\text{C}$ ,  $T_l = 1500^\circ\text{C}$ ,  $T_s = 1450^\circ\text{C}$ .

На рис. 4 показаны результаты моделирования распределения температуры по длине электрода в разное время от начального момента погружения электрода в шлак. Видно, что за 15 мин от начала нагрева температурное поле проникает максимум на 30% длины электрода, при этом литой электрод прогревается лучше, чем сварной.

На рис. 5 показано как меняется температура от времени в разных точках, близких к нижнему торцу электрода. Видно, что поверхность электрода достигает температуры солидуса для литого электрода через 450 с, а для составного электрода - через 200 с. С этого момента времени в ЭСПП начинается процесс переплава.

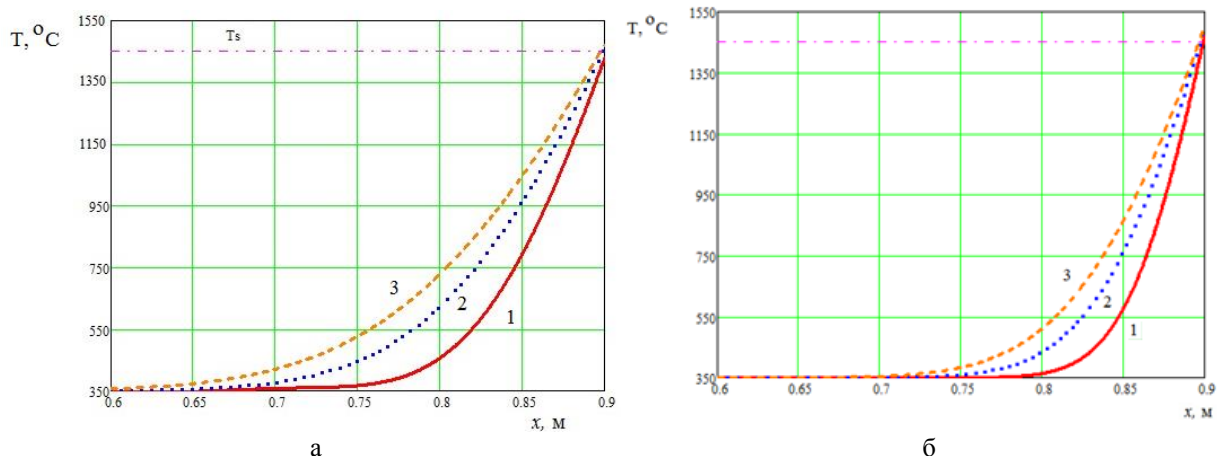


Рис. 4. Распределение температуры по длине для литого (а) и сварного (б) электродов для моментов времени: 1 - 5 мин; 2 - 10 мин; 3 - 15 мин

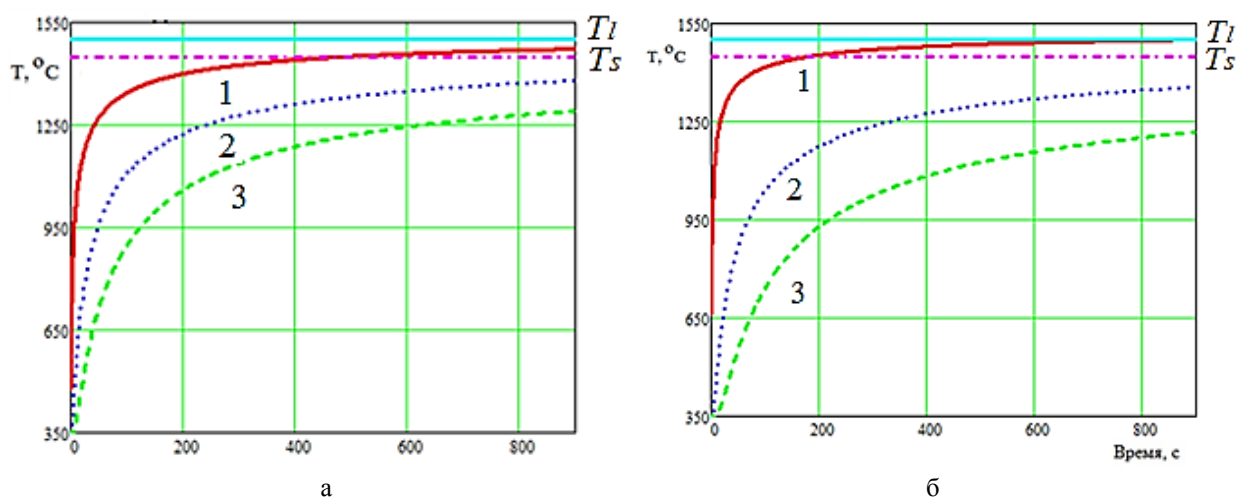


Рис. 5. Зависимость температуры на разных расстояниях  $x$  от нижнего торца для литого (а) и сварного (б) электродов от времени: 1 –  $x = 0$ ; 2 –  $x = 10$  мм; 3 –  $x = 20$  мм

Тепловой поток, падающий на торец литого электрода, в начальный момент времени имеет величину  $q_{\text{пл}} = 635 \text{ кВт/м}^2$ , далее он снижается, к моменту начала плавления электрода ( $\tau \approx 7,5$  мин) он составляет  $q_{\text{пл}} = 307 \text{ кВт/м}^2$ . Для стационарного теплового режима скорость плавления литого электрода, определенная по формуле (18), составила  $v \approx 2 \text{ кг/мин}$ , линейная скорость –  $dx/d\tau \approx 2,43 \text{ мм/мин}$ ; для составного электрода соответственно  $v \approx 4,5 \text{ кг/мин}$  и  $dx/d\tau \approx 9,3 \text{ мм/мин}$ . Связано это с более низкой теплопроводностью составного электрода ( $\lambda_{\text{эф}} = 9,33 \text{ Вт/(м·град)}$ ) и меньшей площадью его поперечного сечения.

**Выводы**

1. Предложена схема переработки отработанных дисковых ножей путем получения электрода из ножей одного типоразмера для дальнейшей переработки в установке ЭШП.

2. Установлено существенное изменение теплопроводности и электропроводности в получаемых переплавленных электродах в осевом направлении по сравнению с литыми электродами. Для составного электрода средняя теплопроводность в осевом направлении в зависимости от свойств поверхности дисков снижается в 3–4 раза, а удельное электрическое сопротивление увеличивается примерно в 3 раза. При существующих плотностях тока через электроды тепловыделением джоулева тепла в электроде из отработанных ножей можно пренебречь.

3. Дана методика для расчета нестационарного распределения температуры по длине электрода до момента начала его плавления. Для стационарного режима перепада приведены формулы для оценки массовой и линейной скорости плавления электрода при заданной его геометрии и известных теплофизических свойствах. Показано, что для электродов с одинаковым внешним диаметром составной электрод, полученный из отработанных дисковых ножей, имеет более высокую массу и линейную скорость плавления.

## Список литературы

1. Лоладзе Т.Н. Прочность и износостойкость режущего инструмента. М: Машиностроение, 1982. 320 с.
2. Переплавы ножевых марок сталей методом ЭШП / К.Н. Вдовин, М.И. Ячиков, А.Н. Юсин, А.Е. Позин, Е.А. Русин // Теория и технология металлургического производства. 2017. №1 (20). С. 23–26.
3. Логинов Ю.Н., Карсаков В.В., Хайкин Б.Е. Сокрытие образования трещин на поверхности расходимых титановых электродов // Технология легких сплавов. 1984. № 6. С. 62–64.
4. Шлыков Ю.П., Ганин Е.А. Контактный теплообмен. М.: Госэнергоиздат, 1963. 280 с.
5. Попов В.М. Теплообмен в зоне контакта разъемных и неразъемных соединений. М.: Энергия, 1971. 216 с.
6. Варгафтик Н.Б. Справочник по теплофизическим свойствам газов и жидкостей. М.: Наука, 1972. 720 с.
7. Соединители и коммутационные устройства: учеб. пособие / И.Б. Бондаренко, Ю.А. Гатчин, Н.Ю. Иванова, Д.А. Шилкин. СПб.: СПбГУ ИТМО, 2007. 151 с.
8. Физические величины: справочник / под ред. И.С. Григорьева, Е.З. Мейлихова. М.: Энергоатомиздат, 1991. 1232 с.
9. Kharicha A., Ludwig A., Menghuai W.U. On Melting of Electrodes during Electro-Slag Remelting. ISIJ International, vol. 54 (2014), no. 7, pp. 1621–1628.
10. Zhengyi J., Shanjing Li, Jianmin Z., Xiaoping L. and Daoguo Y. Numerical Simulation Study of Consumable Electrode Melting Process in Electro-Slag Remelting Ingots. Advanced Materials Research. February 2011, vol. 189–193, pp. 3895–3898.
11. Лыков А.В. Теория теплопроводности. М.: Высш. шк., 1967. 599 с.
12. Ячиков И.М., Ячиков М.И., Приданников С.С. Моделирование теплового состояния электрода из прессованной металлической стружки при ее переработке в установке ЭШП // Сб. докладов национальной научной школы-конференции. МГТУ им. Г.И. Носова. Магнитогорск, 2019. С. 142–147.
13. Ключев М.М., Волков С.Е. Электрошлаковый перепад. М.: Металлургия, 1974. 496 с.

## Сведения об авторах

**Анцупов Виктор Петрович** – доктор технических наук, профессор, профессор кафедры проектирования и эксплуатации металлургических машин и оборудования, ФГБОУ ВО «Магнитогорский государственный технический университет им. Г.И. Носова», Магнитогорск, Россия. E-mail: [antsupov.vp@gmail.com](mailto:antsupov.vp@gmail.com)

**Ячиков Игорь Михайлович** – доктор технических наук, профессор, профессор кафедры вычислительной техники и программирования, ФГБОУ ВО «Магнитогорский государственный технический университет им. Г.И. Носова», Магнитогорск, Россия. E-mail: [jachikov@mail.ru](mailto:jachikov@mail.ru).

**Ячиков Матвей Игоревич** – аспирант кафедры литейного производства и материаловедения, ФГБОУ ВО «Магнитогорский государственный технический университет им. Г.И. Носова», Магнитогорск, Россия. E-mail: [mat-yachikov@yandex.ru](mailto:mat-yachikov@yandex.ru).

**Савинов Александр Сергеевич** – доктор технических наук, доцент, директор института металлургии, машиностроения и материалобработки, ФГБОУ ВО «Магнитогорский государственный технический университет им. Г.И. Носова», Магнитогорск, Россия. E-mail: [savinov\\_nis@mail.ru](mailto:savinov_nis@mail.ru)

## INFORMATION ABOUT THE PAPER IN ENGLISH

## SPECIFIC FEATURES OF PRODUCING AND REMELTING AN ELECTRODE MADE FROM USED DISC KNIVES IN ESR FURNACE

**Ancupov Viktor P.** – D.Sc. (Eng.), Professor, Full Professor of the Chair of Design and Operation of Metallurgical Machines and Equipment, Nosov Magnitogorsk State Technical University, Magnitogorsk, Russia. E-mail: [antsupov.vp@gmail.com](mailto:antsupov.vp@gmail.com)

**Yachikov Igor M.** – D.Sc. (Eng.), Professor, Full Professor of the Chair of computer engineering and programming, Nosov Magnitogorsk State Technical University, Magnitogorsk, Russia. E-mail: [jachikov@mail.ru](mailto:jachikov@mail.ru).

**Yachikov Matvey I.** – Postgraduate student of the Department of Foundry and Materials Science, Nosov Magnitogorsk State Technical University, Magnitogorsk, Russia. E-mail: [mat-yachikov@yandex.ru](mailto:mat-yachikov@yandex.ru).

**Savinov Aleksandr S.** – D.Sc. (Eng.), Assistant Professor, Director of the Institute of Metallurgy, Mechanical Engineering and Material Processing, Nosov Magnitogorsk State Technical University, Magnitogorsk, Russia. E-mail [savinov\\_nis@mail.ru](mailto:savinov_nis@mail.ru)



**Abstract.** *In the rolling industry, a type of alloyed scrap is waste generated from used knives for cutting metal, with a significant proportion of failed circular knives. It is proposed to manufacture remelted electrodes for ESR from used knives of the same standard size. To obtain a cylindrical electrode for better thermal and electrical contact, the disks are pressed against each other under a pressure of at least 1 MPa and welded together using argon or plasma arc welding. An electrode made in a similar way from used circular knives has anisotropy of properties. An algorithm is shown for determining the effective coefficient of thermal conductivity and specific electrical resistance in the axial direction of the electrode, taking into account the transfer of heat and electric current through the contact zone of two metal discs. A method is proposed for calculating the non-stationary temperature distribution along the length of the electrode until the beginning of its melting. For the stationary mode of remelting, dependences are given for evaluating the mass and linear melting rates of the electrode for a given geometry and known thermophysical properties. It is shown that for electrodes with the same outer diameter, the composite electrode obtained from the spent disk knives has a higher mass and linear melting rate than a cast electrode.*

**Keywords:** *circular knives for metal, electroslag remelting, alloy steel, remeltable electrode, anisotropy of properties, linear electrode melting rate.*

---

Ссылка на статью:

Особенности получения и переплава электрода, изготовленного из отработанных дисковых ножей, в установке ЭШП / Анцупов В.П., Ячиков М.И., Ячиков И.М., Савинов А.С. // Теория и технология металлургического производства. 2021. №1(36). С. 27-35.

Анцупов В.П., Yachikov I.M., Yachikov M.I., Savinov A.S. Specific features of producing and remelting an electrode made from used disc knives in ESR furnace. *Teoria i tehnologiya metallurgicheskogo proizvodstva*. [The theory and process engineering of metallurgical production]. 2021, vol. 36, no. 1, pp. 27-35.