



МОДЕЛИРОВАНИЕ ТЕПЛОВЫХ ПРОЦЕССОВ ДЛЯ УЛУЧШЕНИЯ СТРУКТУРЫ МЕТАЛЛОВ И СПЛАВОВ МЕТОДОМ ТРЕНИЯ С ПЕРЕМЕШИВАНИЕМ

А.Л. МАЙСТРЕНКО¹, В.М. НЕСТЕРЕНКОВ², В.А. ДУТКА¹, В.А. ЛУКАШ¹, С.Д. ЗАБОЛОТНЫЙ¹, В.Н. ТКАЧ¹

¹ Ин-т сверхтвердых материалов им. В.Н. Бакуля НАНУ. 04074, г. Киев-074, ул. Автозаводская, 2.

E-mail:alcon@ism.kiev.ua

² ИЭС им. Е.О. Патона НАНУ. 03680, г. Киев-150, ул. Боженко, 11. E-mail: office@paton.kiev.ua

Разработана компьютерная модель температурного поля в инструменте и деталях в процессе их сварки трением с перемешиванием. Моделирование температурного поля выполнено для обеих последовательных стадий процесса сварки: погружения штыря рабочего элемента инструмента в детали (1-я стадия) и поступательного движения погруженного штыря в детали (2-я стадия). Математическая модель представляет собой нелинейное уравнение нестационарной теплопроводности, в котором на 2-й стадии сварки учитывается поступательное движение штыря. Тепловые источники, возникающие в процессе сварки, описываются двумя составляющими: первая учитывает мощность источников тепла, обусловленных трением на поверхностях контакта инструмента с деталями, вторая – тепловыделение, вызванное механическим деформированием материала деталей. Выполнены математическое моделирование и экспериментальное исследование температурного поля в инструменте из кубического нитрида бора (кубонита) и твердого сплава, а также в медных деталях в процессе сварки трением. На основе согласования численных и экспериментальных результатов установлена адекватность разработанной модели. Показано, что использование сверхтвердых материалов (кубонита и твердого сплава) для изготовления рабочих элементов инструмента дает возможность обеспечить термомеханическую стойкость инструмента в процессе сварки. Показана также возможность повышения прочности сварных соединений деталей из магниевого сплава МЛ10 в результате применения трения с перемешиванием для модифицирования структуры поверхностных слоев свариваемых поверхностей деталей с их последующей электронно-лучевой сваркой. Библиогр. 27, табл. 1, рис. 14.

Ключевые слова: математическое моделирование, сварка трением с перемешиванием, температурное поле, инструмент из сверхтвердых материалов, модифицирование структуры, электронно-лучевая сварка

С момента запатентования [1] способ сварки трением с перемешиванием (СТП) стал широко использоваться в разных областях промышленности для соединения сплавов, плохо свариваемых традиционными способами (алюминиевые сплавы, содержащие цинк, медь, литейные сплавы магния); металлов и сплавов, не образующих эвтектик и твердых растворов, а также вследствие его преимуществ в сравнении с другими способами соединения деталей путем сварки [2, 3]. Процесс СТП осуществляется при температуре, которая значительно ниже температуры плавления ($0,4 \dots 0,5 T_{пл}$); в результате существенно снижаются остаточные напряжения и температурные деформации; измельчается микроструктура зоны соединения, что положительно влияет на обеспечение прочности материала деталей в зоне их соединения. СТП в основном используется для соединения листовых деталей вдоль линии их контакта или наваривания одной листовой детали на другую [3, 4]. Распространение этого способа и его совершенствование происходит еще и потому, что возникает необходимость соединения деталей из разнородных материалов, а также материалов,

имеющих высокие твердость и температуру плавления. Для сварки таких материалов необходима разработка инструмента более совершенной конструкции [5, 6] и использование для изготовления его рабочих элементов материалов с повышенной термомеханической и химической стойкостью [7, 8]. Для выбора оптимальных конструкций инструмента, рациональных режимов сварки и получения качественного соединения деталей в результате СТП целесообразно математическое моделирование и экспериментальное исследование теплового состояния инструмента и деталей в процессе сварки [9, 10]. При этом математическое моделирование в сочетании с другими видами исследований позволяет воссоздать наиболее полную картину физико-механических процессов, протекающих при СТП.

Математическая модель температурного поля в процессе СТП. Данная работа посвящена численному моделированию температурного поля в процессе наваривания медных пластин на металлическую основу способом СТП с использованием термостойких инструментов из кубонита и твердого сплава. Весь процесс СТП условно



можно разделить на две основные стадии: на 1-й штырь рабочего элемента, вращающийся с большой скоростью вокруг своей оси, постепенно полностью погружается в свариваемые детали, на 2-й стадии штырь, погруженный в детали, продолжает вращаться вокруг своей оси и поступательно движется параллельно к верхним поверхностям деталей в определенном согласно технологическим условиям направлении до завершения процесса сварки.

В процессе СТП наблюдается ряд физико-механических процессов. На 1-й стадии в начале контакта штыря с поверхностью детали происходит трение в зоне контакта. Вследствие вращения штыря и действия силы трения элементы поверхности штыря увлекают за собой частички материала детали. В результате она деформируется в виде перемешивания материала в той части ее объема, которая находится вблизи зоны контакта штыря с деталью. Кроме того, погружение штыря в деталь приводит также к ее деформированию. Оба описанных явления деформирования детали происходят одновременно, что приводит к вязкопластическому течению материала деталей относительно поверхности рабочего элемента. На 2-й стадии, когда погруженный в деталь штырь движется параллельно ее поверхности, процесс трения также происходит по поверхности контакта буртика с деталью. Перемешивание материала деталей происходит в ее объеме вблизи поверхности контакта как штыря с деталью, так и буртика с деталью.

На обеих стадиях в результате трения в зоне объема деталей, находящихся вблизи поверхностей штыря и буртика (зоне термомеханического влияния), существенно повышается температура. Действие сил трения вызывает деформирование материала деталей в этой зоне и его вязкопластическое течение, возникают большие механические деформации. Действие сил трения и деформирование деталей приводит к интенсивному выделению тепла и повышению температуры рабочего элемента и деталей, что является причиной изменения физико-механических свойств последних, и в свою очередь влияет на процессы деформирования, тепловыделения и теплопередачи. Таким образом, процессы трения, деформирования, вязкого течения материала деталей и теплопроводности при СТП являются взаимосвязанными. Поэтому в строгой постановке при математическом моделировании температурного поля в процессе СТП необходимо рассматривать связанные между собой задачу теплопроводности и задачи вязкого течения и деформирования. Однако для оперативного создания компьютерной программы можно рассматривать лишь задачу теплопроводности, учи-

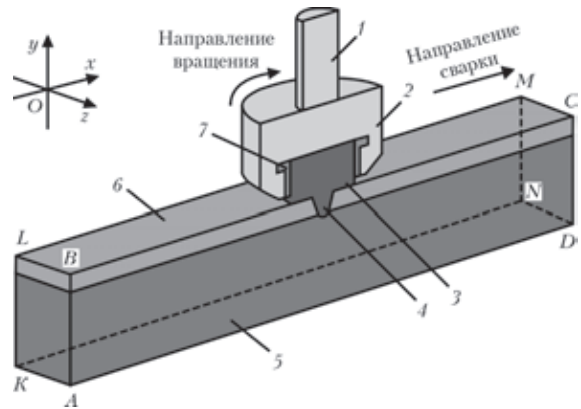


Рис. 1. Расчетная область (продольное сечение плоскостью $ABCD$): 1 — стальной вал привода; 2 — стальная державка; 3, 4 — буртик и штырь рабочего элемента; 5, 6 — свариваемые детали; 7 — твердосплавная обойма

тывая действие тепловых источников, обусловленных действием сил трения и вязкопластическим деформированием, а также вращение штыря вокруг своей оси и его поступательное движение с буртиком относительно детали.

Из результатов экспериментальных и теоретических исследований [11–13] известно, что картины распределения температуры и механических нагрузок не являются симметричными относительно плоскости $ABCD$ (рис. 1), которая проходит через ось вращения штыря параллельно направлению сварки. Однако учитывая, что линейная скорость вращения штыря на 2...3 порядка больше его поступательной скорости, для упрощения постановки задачи и уменьшения времени вычислений можно принять, что температурное поле в штыре с буртиком симметрично относительно указанной плоскости.

Для математического моделирования температурного поля в процессе СТП используем уравнение переноса тепла

$$\rho c_p \left(\frac{\partial T}{\partial t} + \vec{v} \text{grad} T \right) = \text{div}(\lambda \text{grad} T), \quad (1)$$

где ρ , c_p , λ — соответственно плотность, удельная теплоемкость при постоянном давлении, и коэффициент теплопроводности материала; \vec{v} — вектор скорости; T — температура; t — время.

Как отмечено в работах [10, 14], в процессе СТП тепловыделение, полученное в результате деформирования материала деталей, составляет 4,4 % общего количества тепловыделений. С учетом этого, а также принимая во внимание близость зоны деформирования деталей к поверхности штыря с буртиком, действие тепловых источников, обусловленных трением и деформированием, аналогично [10, 15, 16] задавали в виде действия общего источника на поверхности контакта штыря и буртика с деталью:



$$-\lambda \frac{\partial T}{\partial n} = [\beta \mu p_n + (1 - \beta) \eta \tau] \omega R, \quad (2)$$

где p_n — нормальные усилия в точке контакта; ω — круговая скорость в точках поверхности контакта; μ — коэффициент трения; R — расстояние рассматриваемой точки контакта от оси вращения штыря; τ — предел текучести материала; η — коэффициент механической эффективности (механический КПД); коэффициент β определяется по формуле

$$\beta = 1 - \exp\left(-\frac{\omega R}{\beta_0 \omega_0 R_0}\right), \quad (3)$$

а его значения находятся в пределах от 0 до 1. Коэффициент трения μ вычисляем по формуле

$$\mu = \mu_0 \exp(-\lambda_0 \beta \omega R), \quad (4)$$

где R_0 — радиус буртика; ω_0 — характерная величина угловой скорости; μ_0 — постоянное значение коэффициента трения; β_0 — постоянный коэффициент со значением на отрезке $[0; 1]$; постоянная λ_0 равна 1 с/м. На плоскости $ABCD$ (см. рис. 1) тепловые потоки отсутствуют

$$\lambda \frac{\partial T}{\partial n} = 0. \quad (5)$$

На поверхностях буртика и деталей, которые контактируют с внешней средой температуры T_c , задаются условия конвективного теплообмена

$$-\lambda \frac{\partial T}{\partial n} = \alpha(T - T_c) \quad (6)$$

с соответствующим значением коэффициента конвективного теплообмена α . Кроме того, на поверхностях деталей и буртика, расположенных вблизи зон с высокой температурой, задаются условия излучения тепла согласно закону Стефана–Больцмана

$$-\lambda \frac{\partial T}{\partial n} = \epsilon \sigma_0 (T^4 - T_c^4), \quad (7)$$

где ϵ — степень черноты поверхности; σ_0 — постоянная Стефана–Больцмана.

Учитывая поступательное движение со скоростью v деталей относительно штыря с буртиком, на торцах $AKLB$ и $DNMC$ расчетной области (см. рис. 1) задается условие переноса тепловой энергии через указанные поверхности

$$-\lambda \frac{\partial T}{\partial n} = c_p \rho v_n (T - T_0), \quad (8)$$

где v_n — проекция вектора скорости \vec{v} на нормаль к поверхности. В начальный момент времени температура расчетной области равна комнатной.

Как видно из уравнения (1), в математической постановке задачи теплопроводности учитывается массоперенос. Однако вследствие того, что скорость вращения штыря с буртиком (равная $\omega R \approx 0,1 \dots 1,0$ м/с) значительно больше их поступательной скорости $v_{св}$ вдоль линии сварки ($v_{св} =$

$0,002 \dots 0,004$ м/с), учет этих движений в модели учитывается таким образом. При вращении с большой скоростью вокруг своей оси штыря с буртиком температурное поле в штыре и буртике является практически осесимметричным. Поэтому в уравнении теплопроводности (1) учитывается лишь поступательная скорость движения детали относительно штыря с буртиком, т. е. $v = (-v_{св}, 0, 0)$.

Учет вращения штыря с буртиком реализуется в математической модели путем усреднения температуры вдоль каждой линии L_i ($i = 1, 2, \dots, N$) вращения точек поверхности штыря и буртика, где N — количество линий вращения. В компьютерной реализации это осуществляется так. После каждого шага по времени вдоль каждой линии вращения вычисляется среднее значение температуры T_i с помощью соответствующих криволинейных интегралов первого рода:

$$T_i = \frac{1}{L_i} \int_{L_i} T(x, y, z, t) dL, \quad (L_i = \int dL, \quad i=1, 2, \dots, N). \quad (9)$$

После этого в каждой из узловых точек $T_{i,k}$, лежащих на этой линии вращения, принимается температура, равная T_i

$$T_{i,k} = T_i, \quad k = 1, 2, \dots, K_i, \quad (10)$$

где K_i — количество точек разбиения i -й линии. На поверхностях контакта детали с массивными телами (подставками) и буртика (с соединительными элементами привода) задаются граничные условия теплообмена путем введения эффективного коэффициента теплообмена $\alpha_{эф}$

$$-\lambda \frac{\partial T}{\partial n} = \alpha_{эф} (T - T_c). \quad (11)$$

Величина $\alpha_{эф}$ определяется на основе уравнения баланса тепла с учетом температурной зависимости теплофизических свойств и геометрических параметров контактирующих тел.

Для решения задачи теплопроводности (1)–(11) используем метод конечных элементов совместно с методом Бубнова–Галеркина и конечно-разностной схемой Кранка–Николсона по времени. Вычисления выполнены с помощью модернизированной версии пакета программ [17] в среде Visual Fortran 6.5 по моделированию трехмерного температурного поля, в которой учитывали поступательное движение инструмента (второй член в левой части уравнения (1)), а также вращение штыря с буртиком (формулы (9), (10)).

Расчетную область (см. рис. 1) выбирали на основании размеров свариваемых деталей и указанных выше условий симметрии задачи. Плоскость $ABCD$ — плоскость симметрии. Все части расчетной области в компьютерной реализации являются неподвижными. Однако движение тех частей, которые двигаются в процессе СТП, моделируется



с помощью соответствующих разработанных алгоритмов, описанных ниже.

Моделирование тепловых источников на 1-й стадии СТП. На стадии погружения штыря в свариваемые детали моделирование действия тепловых источников выполнено таким образом. Полагаем, что во время реального погружения в детали штырь движется равномерно вниз. При этом в каждый момент времени на поверхности погруженной части штыря действуют тепловые источники. При компьютерном моделировании рассматриваем штырь, полностью погруженный в деталь (рис. 2), тепловые источники действуют лишь на поверхности погруженной части 2 штыря в текущий момент времени. Увеличение погруженной части штыря 2 моделируем дискретно с помощью величины шага по времени и шага конечно-элементной разбивки поверхности EFG контакта штыря 2 с деталью. В каждый момент времени в зависимости от погружения штыря вычисляем площадь вертикальной проекции погруженной части штыря 2 на плоскость xOz (см. рис. 1) и рассчитываем нормальное усилие на каждый элемент поверхности контакта штыря с деталями.

По мере погружения штыря область действия тепловых источников на поверхности контакта штыря с деталями распространяется вверх в направлении буртика, как изображено на рис. 2. Эта стадия завершается в момент полного погружения штыря в деталь.

Моделирование температурного поля на 2-й стадии СТП. На этой стадии СТП происходит поступательное движение штыря с буртиком относительно свариваемых деталей. Для реализации такого относительного движения моделируем движение точек деталей со скоростью $\vec{v} = (-v_{cb}, 0, 0)$, т. е. движение в отрицательном направлении оси Ox (см. рис. 1). В этом случае граничное условие

(2) реализуется с учетом всей поверхности контакта штыря и буртика с деталью. Как и на стадии погружения штыря, контролируется температура в детали, которая не может превышать температуру ее плавления $T_{пл}$. Реализуются условие (8), а также условия осесимметричности температурного поля в штыре и буртике (9), (10). Остальные граничные условия, приведенные в постановке задачи, реализуются на обеих стадиях процесса СТП.

Результаты численных и экспериментальных исследований СТП. Разработанное компьютерное обеспечение было использовано для моделирования температурного поля в процессе СТП медных деталей: верхнюю деталь 6 наваривают на нижнюю 5 (см. рис. 1). Исследуемые свариваемые детали были изготовлены из меди; штырь с буртиком — из кубонита; обойма — из твердого сплава ВК8; державка и вал от привода — из стали 40. При расчетах использовали размеры элементов расчетной области: радиус основания штыря составлял 0,0045 м, высота — 0,0065 м; радиус нижней части буртика — 0,0125 м, размеры остальных элементов пропорциональны, указанным на рис. 3. Размеры деталей: толщина верхней (навариваемой) детали составляет 0,005 м, толщина нижней детали — 0,027 м, длина деталей — 0,1 м, ширина — 0,05 м. Поскольку в компьютерной модели все части расчетной пространственной схемы являются неподвижными, то для исследования температурного режима деталей, расчетную область для детали выбрали вдвое длиннее (вдвое больше в направлении оси Ox). Скорость вращения штыря $n_{об} = 1180$ об/мин, средняя скорость сварки $v_{cb} = 0,563$ мм/с. Теплофизические свойства меди, кубонита, твердого сплава и стали 40 выбраны из работ [18–21]. Информацию о температурной зависимости предела текучести меди (рис. 4) взято из [22, 23]. Значение постоянных параметров следующие: $\mu_0 = 0,4$, $\beta_0 = 0,4$ и $\lambda_0 = 1$ с/м — принято аналогично [10]; $\omega_0 = 2\pi n_{об}$, $R_0 = 0,0125$ м. Коэффициент конвективно-

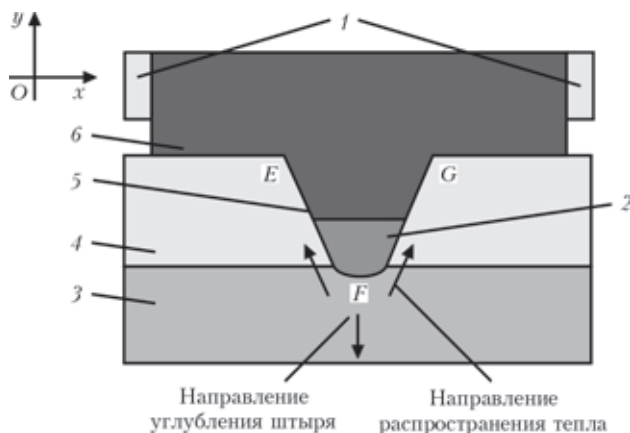


Рис. 2. Фрагмент расчетной области для моделирования тепловых источников на стадии погружения штыря в деталь: 1 — твердосплавная обойма; 2 — часть объема штыря, погруженная в деталь в определенный момент времени; 3, 4 — свариваемые детали; 5, 6 — соответственно штырь и буртик рабочего элемента

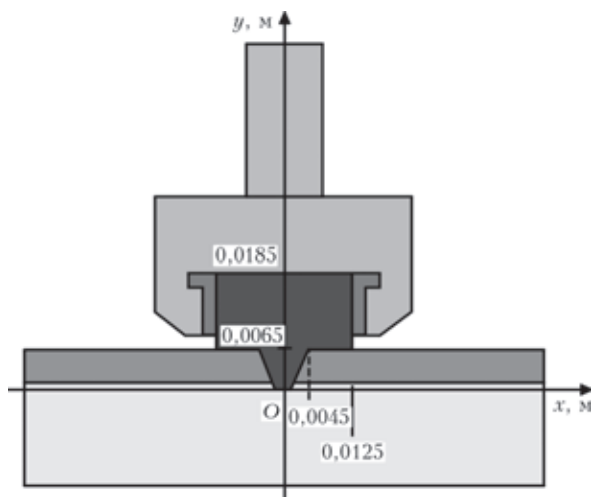


Рис. 3. Размеры элементов расчетной области

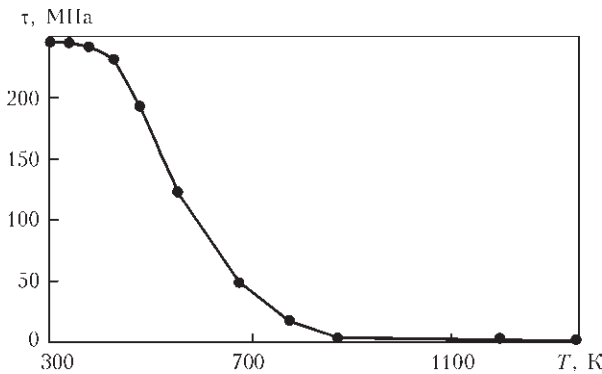


Рис. 4. Температурная зависимость предела текучести меди

го теплообмена α на верхней поверхности верхней детали и боковых поверхностях обеих деталей был выбран равным $20 \text{ Вт}/(\text{м}^2 \cdot \text{град})$ по методике [24]. На боковой поверхности стальной державки, на внешних поверхностях буртика и твердосплавной обоймы задавали граничные условия конвективного ($\alpha = 30 \text{ Вт}/(\text{м}^2 \cdot \text{град})$) и лучистого ($\epsilon = 0,6$) теплообменов с внешней средой при комнатной температуре. На нижней поверхности нижней детали, верхней поверхности стальной державки, внешней поверхности стержня привода, где есть контакт указанных элементов с массивными телами, задавали граничные условия теплообмена с эффективным коэффициентом теплообмена $\alpha_{\text{эф}}$, который меняется в зависимости от температуры в пределах $60 \dots 80 \text{ Вт}/(\text{м}^2 \cdot \text{град})$.

Очевидно, что температурное поле в зоне сварки существенно зависит от технологического режима процесса СТП, в частности механических усилий, действующих на штырь с буртиком со стороны привода. Для определения мощности тепловых источников необходимо знать механические напряжения на поверхностях штыря и буртика. В компьютерной модели эти напряжения определяются по механическим усилиям, действующим на штырь с буртиком в процессе СТП. Проведен эксперимент по измерению этих усилий, а также температуры в отдельных точках верхней детали. Как видно из рис. 5, 1-я ста-

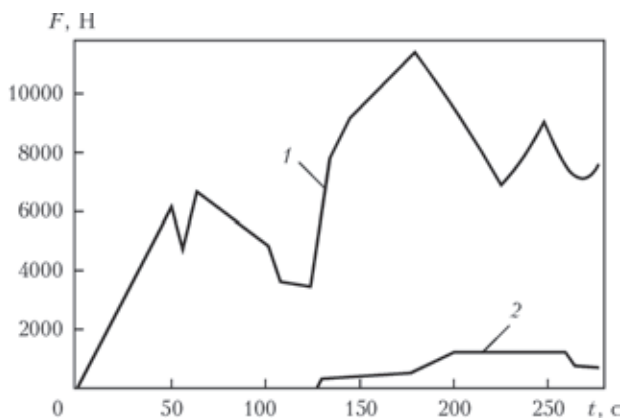


Рис. 5. Механические нагрузки, действующие на штырь и буртик в процессе СТП (эксперимент): 1, 2 — вертикальная и горизонтальная составляющие усилия соответственно

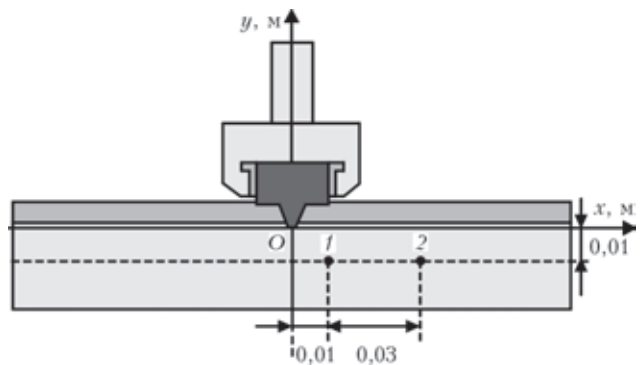


Рис. 6. Схема расположения термопар (1, 2) при измерении температуры в процессе СТП

дия (погружение штыря) заканчивается в момент 124 с: до этого времени штырь полностью погружается в верхнюю деталь; на штырь действует лишь вертикальное усилие, которое постепенно уменьшается и становится почти вдвое меньше своего максимального значения. В момент 124 с начинается процесс сварки. В этот момент времени на систему штырь–буртик действует касательное усилие и резко возрастает вертикальное усилие, которое после достижения своего максимума падает к завершению процесса сварки. Через 50 с после начала поступательного движения деталей относительно штыря в целях повышения скорости сварки увеличена продольная подача привода станка, что привело к возрастанию усилий (рис. 5), действующих на штырь с буртиком. На 1-й стадии процесса СТП вертикальное усилие приложено лишь к штырю и оно вызывает возникновение тепловых источников на поверхности контакта штыря с деталью. На 2-й стадии вертикальное и горизонтальное усилия приложены как к штырю, так и к буртику; теперь они являются причиной действия тепловых источников на поверхностях контакта штыря с деталью и буртика с деталью. На этой стадии, как видно ниже из результатов вычислений, с самого начала происходит перераспределение тепловых источников на поверхностях контакта штыря и буртика с деталью.

На рис. 6 приведена схема расположения термопар в точках плоскости $ABCD$ (см. рис. 1), где измеряли температуру при СТП. Результаты компьютерного и лабораторного экспериментов представлены на рис. 7, откуда видно их хорошее согласие между собой, что свидетельствует об адекватности компьютерной модели процесса СТП.

По результатам вычислений можно прогнозировать состояние температурного поля в тех зонах исследуемой области, где очень сложно или невозможно измерить температуру. Кроме того, они дают возможность получить представление об эволюции температурного поля в процессе СТП. Так, на рис. 8 приведены картины распре-

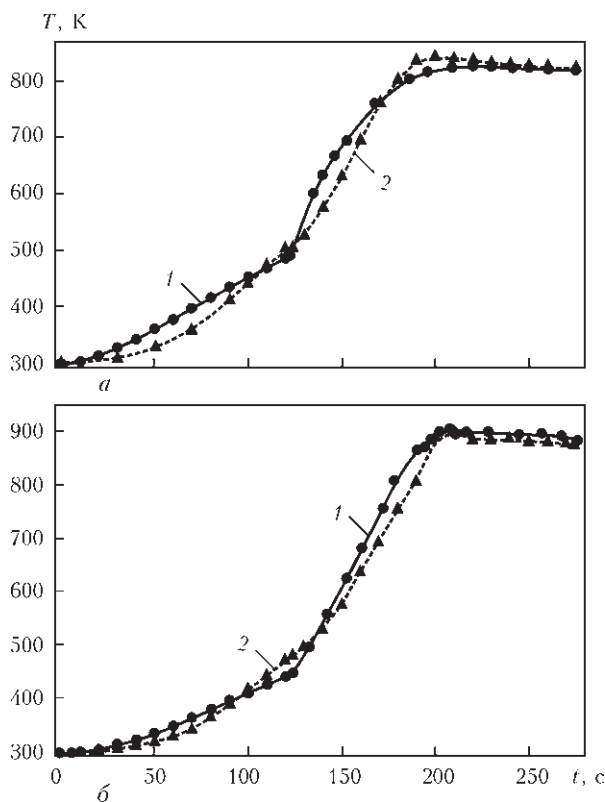


Рис. 7. Результаты вычислений (1) и измерений (2) температуры в процессе СТП: а, б — соответственно температура 1-й и 2-й термопар

деления температуры в плоскости $ABCD$ (см. рис. 1) в последовательные дискретные моменты времени на обеих стадиях процесса СТП. Видно, что максимальная температура находится в зоне действия тепловых источников, обусловленных трением и деформированием материала деталей. На 1-й стадии по мере углубления штыря в деталь максимальная температура постепенно смещается от вершины штыря (нижней его точки на оси вращения) (рис. 8, а) вдоль его боковой поверхности к плоскости буртика (рис. 8, б). В момент окончания углубления штыря (124 с) максимальная температура находится в плечевой зоне соединения штыря с буртиком (рис. 8, б). С момента полного погружения штыря, т. е. на 2-й стадии процесса СТП, зона максимальных температур уже располагается на поверхности буртика (рис. 8, в, г; 9), что согласуется с результатами других авторов [25, 26]. На этой стадии основное количество тепла генерируется в зоне контакта буртика с деталью, поэтому в указанной зоне на протяжении 2-й стадии постоянно поддерживается максимальная температура (рис. 9). Эта информация очень важна для обеспечения термостойкости штыря, буртика, а также обоймы (в том числе при необходимости ее охлаждения для недопущения перегрева инструмента). Отсюда следует, что термостойкость буртика должна быть не ниже, чем термостойкость штыря.

При работе инструмента в условиях высоких температур важна информация о температуре в наиболее нагруженных зонах инструмента, которыми является вершина штыря, его боковая поверхность, поверхность буртика, контактирующая со свариваемыми деталями, а также поверхность контакта штыря с твердосплавной обоймой. Это важно и при оценке термостойкости инструмента для СТП. Как видно из рис. 10, на 1-й стадии вершина штыря нагревается сильнее, чем поверхность твердосплавной обоймы. Однако с началом 2-й стадии нагрев обоймы становится более интенсивным, чем нагрев штыря. Температура внутренней поверхности обоймы становится больше, чем в вершине штыря, и достигает уровня 1090...1130 К. Различие между этой и начальной (комнатной) температурой составляет 78 % различия между температурой плавления меди (1356 К) и комнатной, что согласуется с данными работы [2] относительно температуры при СТП.

Как показывают расчеты, суммарный уровень термических (нагрев до температуры 1090...1130 К) и механических нагрузок, вызванных в основном горизонтальной составляющей силы (с максимальным значением 1200 Н), с которой инструмент воздействует на деталь на протяжении процесса сварки (см. рис. 5, кривая 2), является меньше критического уровня для твердого сплава ВК6, из которого изготовлена обойма. Так, в температурном интервале 1000...1100 К предел текучести при сжатии для твердых сплавов ВК6, ВК8 снижается с 13 до 3 МПа [21], а по результатам выполненных расчетов максимальное значение нормального давления на поверхности обоймы между точками 2 и 3 (рис. 10) достигает 2,54 МПа.

Это дает основание сделать вывод об обеспечении механической стойкости инструмента из сверхтвердых материалов для СТП медных деталей при рассмотренном режиме сварки. Очевидно, что значительное увеличение горизонтальной составляющей усилия (а значит, и скорости поступательного движения штыря) может привести к превышению для нормальных усилий предела текучести материала твердосплавной обоймы и в результате к выходу из строя инструмента в целом. Поэтому следует тщательно выбирать параметры режима СТП, соблюдая при этом определенное соотношение между скоростью вращения штыря и скоростью его поступательного движения [2].

При выборе материала для изготовления рабочего элемента инструмента способом СТП важное значение имеет температура в зоне сварки. Для обеспечения надежности инструмента материал рабочего элемента должен иметь необходимую термостойкость. Из рис. 11 видно, что максимальная

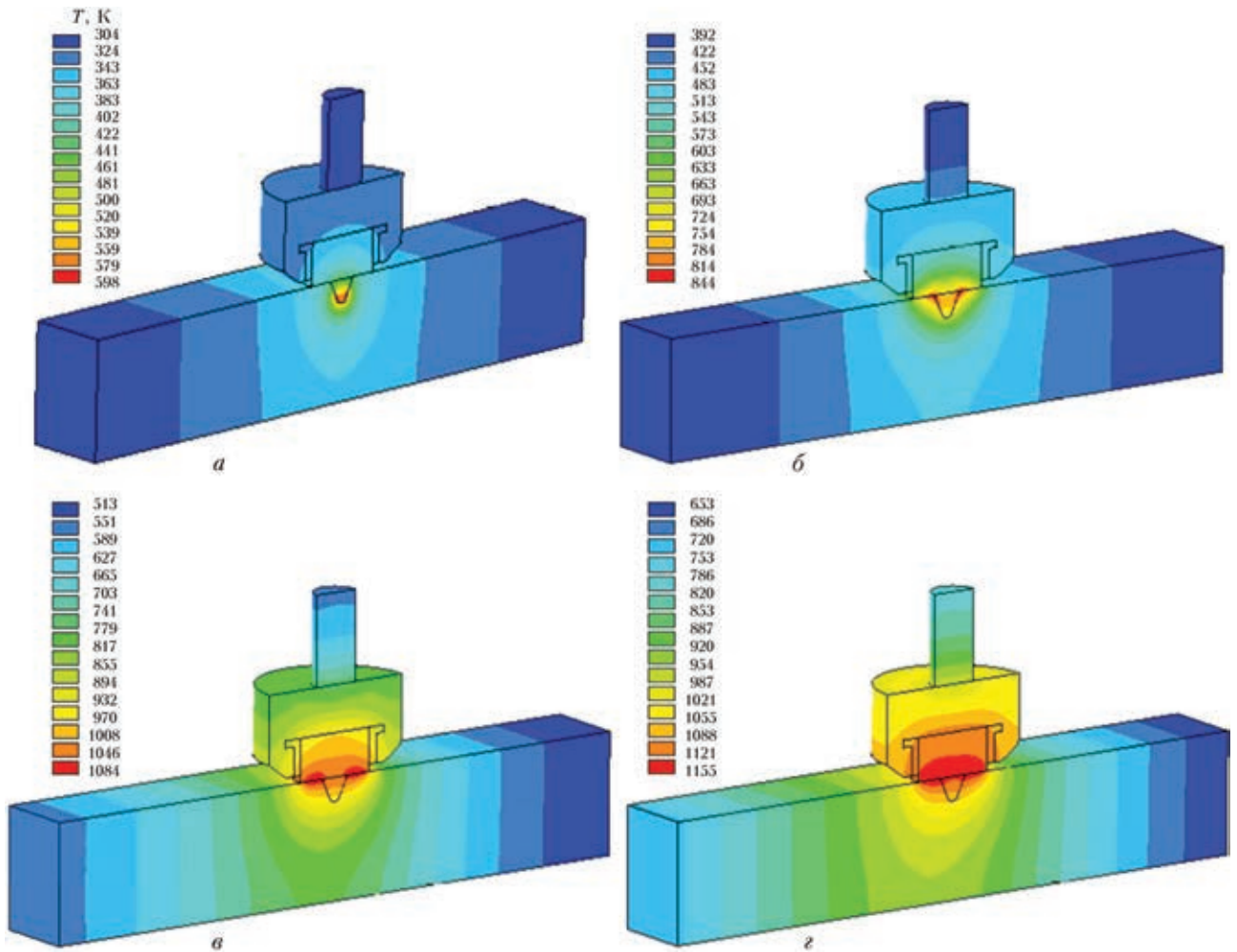


Рис. 8. Температурное поле в разные моменты времени: *a* — $t = 60$; *б* — 124 (1-я стадия процесса СТП); *в* — 180; *г* — 274 с (2-я стадия)

ная температура в рабочем элементе стабилизируется в интервале 1050...1080 К (при наваривании меди на медь). Это значение существенно меньше, чем термостойкость нитрида бора, которая находится в интервале 1570...1770 К [27]. Таким образом, использование рабочего элемента из кубическо-

го нитрида бора при указанных выше режимах процесса СТП позволяет обеспечить стойкость инструмента.

Полученные технологические возможности также использованы для модифицирования структуры литейного магниевого сплава МЛ10 за счет

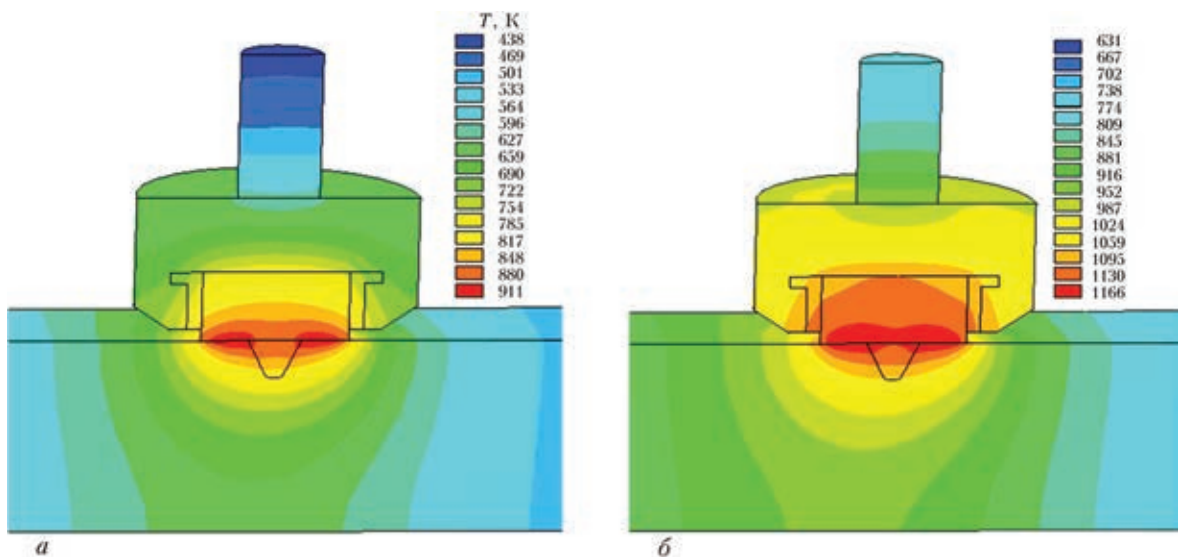


Рис. 9. Фрагменты картин распределения температуры на 2-й стадии процесса СТП через 25 (*a*) и 125 с (*б*) после начала горизонтального движения штыря

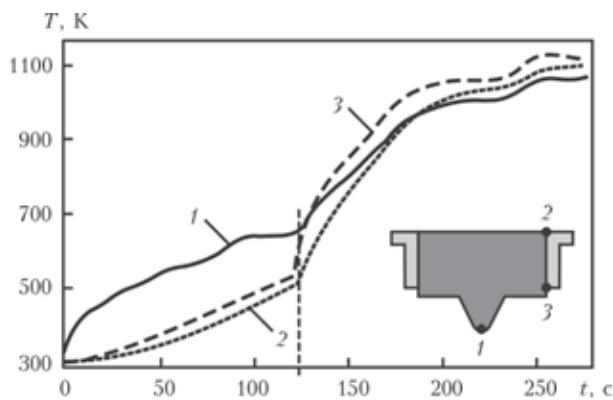


Рис. 10. Изменение температуры в вершине штыря (1) и двух крайних точках поверхности твердосплавной обоймы (2, 3) в процессе СТП (вертикальная штриховая — окончание 1-й стадии и начало 2-й)

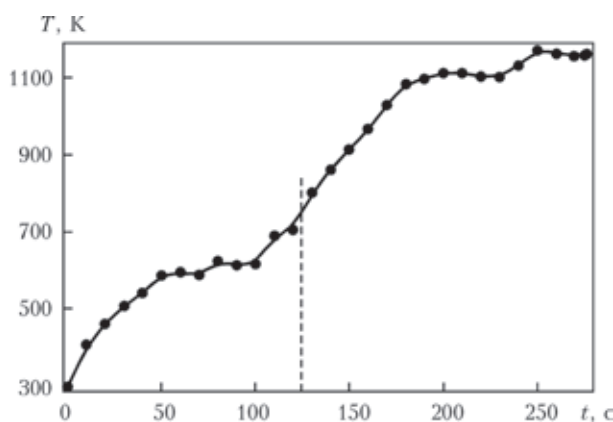


Рис. 11. Изменение во времени максимальной температуры в рабочем элементе в процессе СТП

влияния процесса трения с перемешиванием на изменение структурного состояния поверхностного слоя свариваемых электронно-лучевой сваркой (ЭЛС) деталей из литейного магниевого сплава МЛ10. Модифицирование заключалось в измельчении зерна в 10...12 раз в обрабатываемом слое на глубину 6...8 мм по сравнению с основным металлом. Структура (рис. 12) образцов из сплава МЛ10 с модифицированным поверхностным слоем исследована с помощью растрового электронного микроскопа ZEISS EVO, оснащенного энергодисперсионным анализатором INCA PENTA Feth3.

Изменение параметров структуры модифицированных образцов сплава МЛ10 зависит от параметров движения инструмента (скоростей

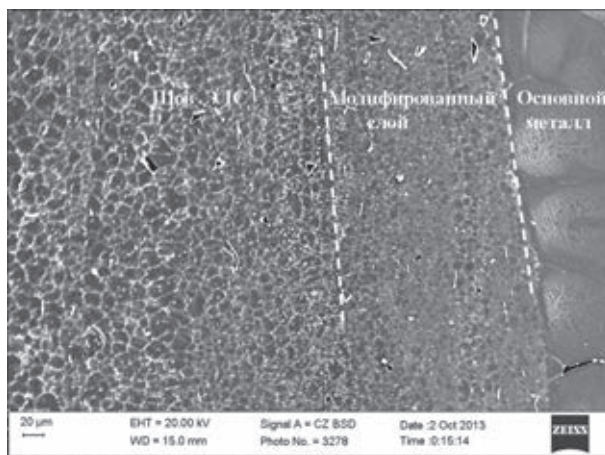


Рис. 13. Общий вид структуры сварного соединения сплава МЛ10 с предварительным модифицированием поверхностного слоя ($v_{св} = 20$ мм/мин; $n_{об} = 630$ об/мин) и последующей ЭЛС

вращения и подачи). Изображение границ зерен сопряженных слоев модифицированного и основного металла магниевого сплава МЛ10, полученное методом дифракции отраженных электронов с помощью растрового электронного микроскопа и представленное на рис. 12, свидетельствует о высокой степени влияния процесса модифицирования на изменение структурного состояния сплава в виде значительного измельчения зерен в 10...12 раз, т. е. до размера 2...3 мкм. Именно эта особенность изменения структуры магниевого сплава МЛ10, полученная в результате предварительного модифицирования поверхностного слоя структуры сплава (на глубину 6 мм) трением с перемешиванием, была использована для дальнейшего соединения деталей изделия способом ЭЛС в вакууме в целях повышения прочности сварного шва (рис. 13). Фрактографическое исследование состояния структуры сварного соединения с применением растрового электронного микроскопа показало, что благодаря предварительной обработке поверхностных слоев торцов деталей трением с перемешиванием с последующей ЭЛС, сварка проходит уже по сплаву со сформированной мелкозернистой структурой (размер зерна 2...3 мкм, рис. 13), а в зоне рекристаллизации металла шва через жидкую фазу размер зерен сплава увеличивается только до 5...6 мкм, что в 4...5 раз меньше размеров зерен в основном металле. Од-

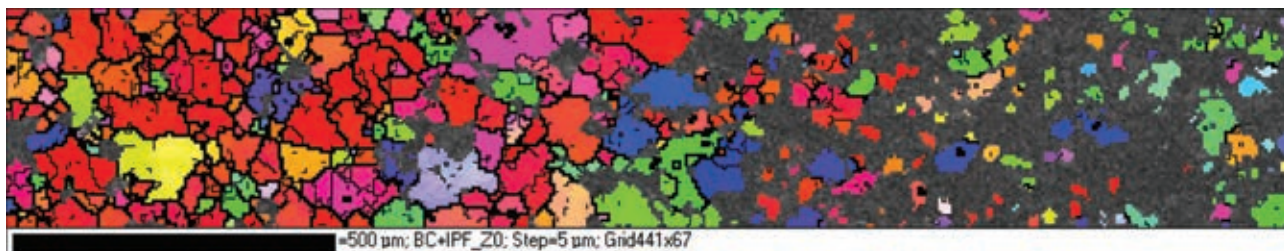


Рис. 12. Структура сплава МЛ10 на границе соединения слоев в исходном и модифицированном состоянии (после обработки трением с перемешиванием на глубину 6 мм)

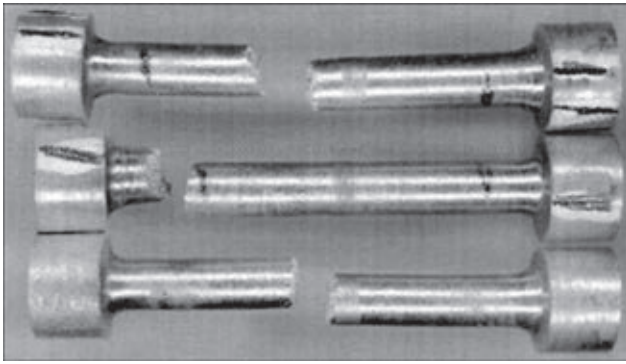


Рис. 14. Общий вид образцов магниевого сплава МЛ10 с модифицированной (СТП) структурой слоев сплава, прилегающих к сварному стыку, а затем сваренных ЭЛС ($U_{\text{уск}} = 60$ кВ; $I_{\text{п}} = 50$ мА; $v_{\text{ЭЛС}} = 20$ мм/с; $\Delta I_{\text{ф}} = 5$ мА; $t_{\text{раб}} = 200$ мм) после механических испытаний на одноосное растяжение

Механические свойства сварных соединений литого магниевого сплава МЛ10

Тип образца	$\sigma_{\text{в}}$, МПа	$\sigma_{0,2}$, МПа	δ , %	ψ , %
Основной металл	230,6	140,0	5,9	11,1
После ЭЛС	197,9	134,3	6,5	12,0
После ЭЛС деталей с модифицированными СТП поверхностными слоями	216,8	153,9	6,6	12,5

нако главное заключается в том, что между зоной рекристаллизации и основным металлом образуется промежуточная структурированная мелкозернистая область, в которой уже не наблюдается горячих трещин. На рис. 13 показана структура сплава МЛ10 в модифицированном слое, а также условные границы соединения слоев после обработки трением с перемешиванием.

Испытание сварных соединений магниевых сплавов МЛ10 на разрыв на цилиндрических образцах с диаметром рабочей части $d_0 = 3$ мм проводили после ЭЛС без применения трения с перемешиванием и после гибридной технологии (СТП+ЭЛС). Как показали испытания, у образцов из магниевого сплава МЛ10 после ЭЛС без применения трения с перемешиванием разрушения происходят по линии сплавления. Противоположная картина наблюдается при разрушении образцов, прошедших обработку по гибридной технологии (СТП+ЭЛС), т. е. разрушение происходит вне зоны термического влияния (рис. 14).

Результаты сравнительных испытаний на растяжение образцов со сварными соединениями, полученные стандартным способом ЭЛС и по гибридной технологии (СТП+ЭЛС), подтверждают ее эффективность (таблица).

Заключение

Путем сравнения результатов вычисления и измерения температурного поля в свариваемых деталях установлена адекватность модели на ос-

новании ее соответствия экспериментальным данным. Показано, что максимальная температура на стадии сварки находится на поверхности буртика инструмента, что важно при конструировании рабочих элементов инструмента для СТП. Показано также, что использование таких сверхтвердых материалов, как кубический нитрид бора и твердый сплав, для изготовления рабочих элементов инструмента, предназначенных для СТП, обеспечивает термомеханическую стойкость инструмента. Разработанное компьютерное обеспечение дает возможность оперативно прогнозировать тепловое состояние в процессе СТП листовых деталей и модифицирования структуры легких сплавов.

Разработанные инструменты были использованы для предварительной обработки поверхностных слоев литейного магниевого сплава МЛ10 способом СТП в целях их модифицирования, направленного на формирование мелкозернистой структуры сплава (размер зерна 2...3 мкм) для их последующей обработки способом ЭЛС. В результате рекристаллизации металла шва после ЭЛС размер зерен сплава увеличивается только до 5...6 мкм, что в 4...5 раз меньше, чем размеры зерен в основном металле, что и повышает прочность сварного соединения по сравнению с прочностью основного металла.

1. Intern. pat. PCT/GB92/02203; Pat. 9125978.8 GB; Pat. 5,460,317 US. Friction stir butt welding / W M. Thomas, E.D. Nicholas, J.C. Needham et al. – Publ. Dec., 1991.
2. Штрикман М.М. Состояние и развитие процесса сварки трением линейных соединений (Обзор) // Свароч. пр-во. – 2007. – № 10. – С. 25–32.
3. Восстановление плит медных кристаллизаторов непрерывной разливки стали методом наплавки трением с перемешиванием / В.И. Зеленин, М.А. Полещук, Е.В. Зеленин и др. // Породоразрушающий и металлообрабатывающий инструмент – техника и технология его изготовления и применения. – 2010. – Вып. 13. – С. 476–479.
4. Backer J.D., Bolmsjo G., Christiansson A.K. Temperature control of robotic friction stir welding using the thermoelectric effect // Int. J. Adv. Manuf. Technol. – 2014. – № 70. – P. 375–383.
5. Pat. 005893507A US. Auto-adjustable pin tool for friction stir welding / R.J. Ding, P.A. Oelgoetz. – Publ. Apr. 13, 1999.
6. Friction stir welding and processing: 2007 ASM International / Eds R.S. Mishra, M.W. Mahoney, 2007. – 352 p. //www.asminternational.org.
7. Review: friction stir welding tools / R. Rai, A. De, H.K.D.H. Bhadeshia, T. DebRoy // Sci. and Technol. Welding and Joining. – 2011. – 16, № 4. – P. 325–342.
8. Friction stir welding of 20 mm thickness 1018 steels / R.J. Steel, J. Peterson, S. Sanderson et al. // Proc. of the twenty-second international offshore and polar engineering conf. Rhodes, Greece, June, 17–22, 2012. – 2012. – P. 238–243.
9. Buffa G., Fratini L., Shivpuri R. Finite element studies on friction stir welding process of tailored blanks // Computers and Structures. – 2008. – 86. – P. 181–189.
10. Three-dimensional heat and material flow during friction stir welding of mild steel / R. Nandan, G.G. Roy, T.J. Lienert, T. DebRoy // Acta Materialia. – 2007. – 55. – P. 883–895.
11. Friction stir welding of aluminium alloys / P.L. Threadgill, A.J. Leonard, H.R. Shercliff, P.J. Withers // Int. Mater. Rev. – 2009. – 54, № 2. – P. 49–93.



12. *Kumbhar N.T., Bhanumurthy K.* Friction stir welding of Al 6061 alloy // *Asian J. Exp. Sci.* – 2008. – **22**, № 2. – P. 63–74.
13. *Modelling of precipitation during friction stir welding of an Al–Mg–Si alloy / D. Carron, P. Bastid, Y. Yin, R.G. Faulkner // Technische Mechanik.* – 2010. – **30**, № 1–3. – P. 29–44.
14. *Steady state thermomechanical modelling of friction stir welding / A. Bastier, M. H. Maitournam, K. van Dang, F. Roger // Sci. and Technol. Welding and Joining.* – 2006. – **11**. – P. 278–288.
15. *Якимов А.В., Слободяник П.Т., Усов А.В.* Теплофизика механической обработки. – Киев–Одесса: Либідь, 1991. – 240 с.
16. *Nandan R., DebRoy T., Bhadeshia H.K.D.H.* Recent advances in friction stir welding – process, weldment structure and properties // *Progress in Materials Science.* – 2008. – **53**. – P. 980–1023.
17. *Математичне моделювання теплового стану елементів технологічного вузла в процесі швидкісного електро-спікання алмазовмісних композитних матеріалів / А.Л. Майстренко, В.А. Дутка, В.П. Переяслов, С.А. Иванов // Свєрхтв. матеріали.* – 1999. – № 4. – С. 26–35.
18. *Синтез, спекание и свойства кубического нитрида бора / А.А. Шульженко, С.А. Божко, А.Н. Соколов и др. – Киев: Наук. думка, 1993. – 256 с.*
19. *Варгафтик Н.Б.* Теплофизические свойства веществ: Справ. – М.; Л.: Техноэнергоиздат, 1956. – 367 с.
20. *Справочник по сталям и методам их испытаний / Под общ. ред. В.К. Григоровича. – М.: Металлургиздат, 1958. – 920 с.*
21. *Туманов В.И.* Свойства сплавов системы карбид вольфрама – кобальт. – М.: Металлургия, 1971. – 95 с.
<http://www.cniga.com.ua/index.files/cuprum.htm>.
22. *Таблицы физических величин: Справ. / Под ред. акад. И.К. Кикоина. – М.: Атомиздат, 1976. – 1008 с.*
23. *Тепло- и массообмен. Теплотехнический эксперимент: Справ. / Под общ. ред. В.А. Григорьева, В.И. Зорина. – М.: Энергоиздат, 1982. – 510 с.*
24. *Уууру R.K., Kailas S.V.* Numerical analysis of friction stir welding process // *J. Materials Eng. and Performance.* – 2006. – **15**, № 5. – P. 505–518.
25. *On the choice of tool material in friction stir welding of titanium alloys / G. Buffa, L. Fratini, F. Micari, L. Settineri // Proc. of NAMRI/SME.* – 2012. – **40**. – P. 1–10.
26. *Лавриненко В.И., Смоквина В.В., Соколов В.Ю.* Особенности морфологии порошков из кубического нитрида бора и их направленное использование в шлифовальном инструменте // *Сучасні технології в машинобудуванні.* – 2013. – Вип. 8. – С. 56–65.

Поступила в редакцию 20.10.2014

17-я МЕЖДУНАРОДНАЯ НАУЧНО-ПРАКТИЧЕСКАЯ КОНФЕРЕНЦИЯ «ТЕХНОЛОГИИ УПРОЧНЕНИЯ, НАНЕСЕНИЯ ПОКРЫТИЙ И РЕМОНТА: ТЕОРИЯ И ПРАКТИКА»

14–17 апреля 2015 г.

г. С.-Петербург

Организаторы: Санкт-Петербургский политехнический университет, НПФ «Плазмацентр»

Цель конференции — определение конкретных путей экономии финансовых средств предприятий и бюджета, поддержание производственно-технического потенциала промышленных предприятий за счет эффективного применения прогрессивных технологий ремонта, восстановления и упрочнения.

Эта традиционная ежегодная конференция проводится с 1997 г. и является самой крупной в России и странах СНГ по данной узконаправленной тематике. Она посвящена промышленным технологиям, которые способны повысить эффективность производства и обеспечить максимальное сокращение издержек за счет применения современных технологий упрочнения, восстановления и ремонта изделий.

На конференции рассматриваются производственно-технические проблемы предприятий различных отраслей промышленности и городского хозяйства, связанные с ремонтом, восстановлением и упрочнением машин, механизмов, оборудования, инструмента и технологической оснастки, опыт применения новых технологий ремонта и упрочнения, увеличивающих срок службы изделий в 2...10 раз при минимальных финансовых затратах, демонстрируется современное технологическое оборудование для ремонта.

В рамках конференции пройдут практические школы-семинары: «Наплавка, напыление и упрочнение деталей промышленного оборудования — выбор технологии, оборудования и материалов» и «Упрочнение, восстановление и ремонт инструмента, штампов, пресс-форм и другой технологической оснастки».

Вам представится возможность получить практические рекомендации ведущих специалистов для решения Ваших актуальных проблем ремонта, конкурентоспособности продукции, долговечности деталей, нанесения покрытий и упрочнения.

Заявки для участия в конференции следует направлять:

по электронной почте: info@plasmacentre.ru

по тел./факсу (812) 444-93-37, 444-93-36, т. (921) 973-46-74

почтовый адрес: 195112, Санкт-Петербург, Малоохтинский просп., д. 68, оф. 103.