

УДК 621.791.763.1/.2

**ЭЛЕКТРОТЕРМОДЕФОРМАЦИОННЫЙ РАСЧЁТ ПРОЦЕССОВ  
КОНТАКТНОЙ ТОЧЕЧНОЙ И РЕЛЬЕФНОЙ СВАРКИ**

*д-р техн. наук, проф. В.П. БЕРЕЗИЕНКО, канд. техн. наук С.М. ФУРМАНОВ,  
канд. техн. наук, доц. С.В. БОЛОТОВ, Т.И. БЕНДИК  
(Белорусско-Российский университет, Могилёв)*

*Исследуются процессы контактной точечной и рельефной сварки, отличающиеся от известных такими возможностями, как реализация пошагово-совмещенного электрического, теплового и деформационного расчета; осуществление модификации конечно-элементной сетки и соответствующее перераспределением граничных условий при значительных пластических деформациях металла зоны сварки с целью достижения сходимости вычислительного процесса; учет изменений теплового и электрического контактных сопротивлений в зависимости от геометрических характеристик моделируемых контактных поверхностей, температуры и усилия сжатия электродов. Представлены их математические модели. Разработаны дополнительные программные модули, обеспечивающие удобный интерфейс пользователя при задании геометрии модели, граничных условий и содержащие пользовательскую библиотеку температурозависимых свойств материалов.*

**Введение.** При контактной точечной и рельефной сварке основные технологические и эксплуатационные свойства готового изделия зависят от особенностей электротермодеформационного цикла сварки, связанного с процессами плавления, кристаллизации, пластического деформирования металла зоны сварного соединения. Сложность этих явлений в силу их локальности и большой скорости протекания процесса сварки требует применения математических методов анализа, использующих в полной мере современные возможности вычислительной техники.

Создание математической модели процесса сварки позволяет работать с виртуальным аналогом реального объекта, прогнозировать его функциональность и оценивать качественные показатели, оптимизировать основные параметры режима, одновременно сводя к минимуму натурные испытания.

Большой эффективностью при решении задач оптимизации технологии контактной сварки отличаются специально разработанные для этих целей программные комплексы (SYSWELD, SPOTWELD), позволяющие производить анализ процесса сварки с помощью совмещенной конечно-элементной процедуры расчета температурных и деформационных полей. Однако зарубежные публикации на эту тему [1 – 3] не раскрывают подробностей расчетного алгоритма, а высокая стоимость и сложность применения данных программ ограничивают их широкое распространение.

В последнее время появилось коммерчески доступное программное обеспечение для решения уравнений математической физики методом конечных элементов. В большинстве случаев для решения нелинейных задач теплопроводности и механики деформируемого тела применяют коммерческие пакеты общего назначения (ANSYS, ABAQUS, COSMOS/M, MSC.Marc), не ориентированные на решение специфических сварочных термодеформационных задач [4 – 6]. Проблемы, связанные со сходимостью вычислительного процесса при высоких температурах, решают искусственным путем, используя мощные функциональные возможности пакетов.

**Основная часть.** При контактной точечной и рельефной сварке в зоне сварного соединения протекают сложные взаимосвязанные процессы (рис. 1), основными из которых являются:

- протекание электрического тока через зону сварки;
- нагрев деталей и электродов в результате прохождения тока;
- плавление и кристаллизация;
- неизотермическое деформирование под действием нагрева.

Как объекты расчета процессы контактной точечной и рельефной сварки имеют следующие особенности: неоднородность, нелинейность и системность.

Неоднородность заключается в том, что исследуемые явления протекают одновременно в твердой, твердожидкой и жидкой фазах, границы раздела между которыми заранее не известны. Нелинейность обусловлена зависимостью электротеплофизических свойств свариваемых металлов и электродов от температуры. Системность заключается в необходимости учета взаимодействия отдельных процессов на каждом этапе расчета.

При математическом моделировании термодеформационного процесса контактной точечной или рельефной сварки необходимо решать взаимосвязанную задачу с рассмотрением электрических и температурных полей, напряжений и деформаций. Площадь контакта, через который протекает ток, суще-

ственно зависит от усилия сжатия токоподводящих электродов и деформации свариваемых деталей. Деформации зависят от изменения предела текучести и скорости нагрева металла (см. рис. 1).



Рис. 1. Схема взаимосвязей между процессами в металле при контактной сварке

Алгоритм численной реализации (рис. 2) в предложенной нами математической модели включает в себя пошагово-совмещенное решение следующих задач: электрической, тепловой (для расчета электрических и температурных полей при сварке) и механической (для изучения характера упругопластического деформирования металла зоны сварного соединения).

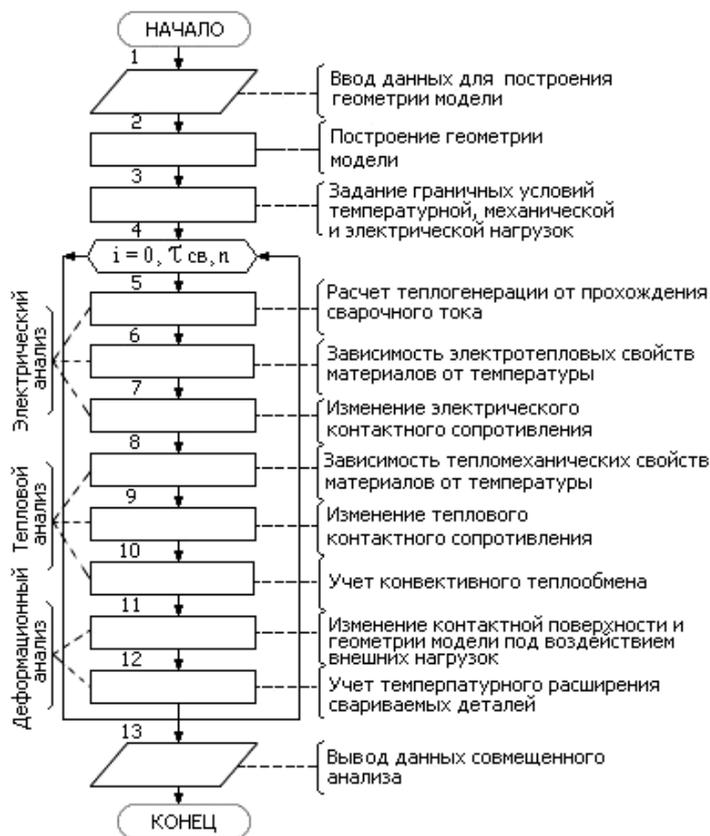


Рис. 2. Алгоритм процедуры пошагово-совмещенного расчета

Моделирование процесса сварки включало в себя задание геометрических, электротеплофизических и термомеханических характеристик, зависящих от температуры. Геометрическими характеристиками являлись толщина свариваемых деталей, форма и размеры электродов; теплофизическими – теплопроводность ( $K$ ), плотность материала ( $\gamma$ ), теплоемкость ( $C$ ), удельное электрическое сопротивление ( $\rho$ ); термомеханическими – модуль упругости ( $E$ ), предел текучести ( $\sigma_T$ ), коэффициент линейного расширения ( $\alpha$ ), коэффициент Пуассона ( $\nu$ ). Изменение электротеплофизических и механических характеристик материала в зависимости от температуры учитывалось на основании табличных данных [7 – 10]. При

этом для значений температур, находящихся в промежутках между табличными данными, величины механических характеристик определялись с помощью квадратичной интерполяции.

Согласно разработанному нами алгоритму расчета величина тепловыделения от прохождения сварочного тока, рассчитанная по закону Джоуля – Ленца, является нагрузкой для последующего теплового анализа. При переносе данных из электрического анализа в тепловой учитываются вариация электротеплофизических свойств материалов с изменением температуры, конвективный теплообмен с окружающей средой, водяное охлаждение верхнего и нижнего электродов. Распределение температуры, вычисленное от вышеупомянутого теплового анализа для некоторого приращения времени, передается в последующий деформационный расчет.

При деформационном анализе равномерно распределенное давление, вычисленное согласно заданному усилию сжатия и площади верхнего электрода, прикладывается к вершине верхнего электрода. Основание нижнего электрода ограничено в перемещении в вертикальном и горизонтальном направлении. Площади начальных контактов деталь – деталь и электрод – деталь принимаются равными площади холодного металлического контакта поверхностей и в дальнейшем изменяются в зависимости от действующих в конкретном элементарном объеме напряжений и температуры. Результаты, полученные из деформационного анализа и включающие величину деформаций геометрии модели под действием усилия сжатия электродов и теплового расширения свариваемых деталей, а также модифицированные контактные поверхности деталь – деталь и электрод – деталь, передаются в последующий электрический анализ.

Эти обновляющиеся процедуры повторяются с определенными интервалами времени (шагами), пока полный цикл сварки не будет полностью закончен. При расчете значение шага по времени  $\Delta\tau$  определяли исходя из следующей зависимости [11]:

$$\Delta\tau = \frac{l^2 C \gamma}{4K},$$

где  $l$  – минимальный линейный размер стороны конечного элемента модели, м;  $C$  – удельная теплоёмкость материала объекта, Дж/(кг·°C);  $\gamma$  – плотность материала, кг/м<sup>3</sup>;  $K$  – удельная теплопроводность материала объекта, Дж/(с·м·°C).

В поставленной задаче моделируемые типы сварных соединений обладают геометрической симметрией. Поэтому в дальнейшем мы пользовались возможностью осуществления решения в осесимметричной постановке с использованием цилиндрической системы координат  $(r, \theta, z)$ . Предполагая, что искомое распределение электрического поля не зависит от угловой координаты  $\theta$ , стационарное уравнение электропроводности, используемое для описания электрических полей, приобретает следующий вид [12]:

$$\sigma_E \frac{\partial^2 \varphi}{\partial r^2} + \frac{\sigma_E}{r} \frac{\partial \varphi}{\partial r} + \sigma_E \frac{\partial^2 \varphi}{\partial z^2} = 0,$$

где  $\varphi$  – функция электрического потенциала от текущих координат;  $\sigma_E$  – удельная электрическая проводимость материала объекта, Ом·м<sup>-1</sup>.

В качестве начальных и граничных условий для решения дифференциального уравнения электропроводности использовались следующие.

Распределение электрического потенциала в начальный момент времени  $\tau_0$  принимали равным нулю:  $\varphi(r, z, \tau) = 0$ .

Граничное условие первого рода состояло в задании функции распределения потенциала на граничной поверхности  $S_\varphi$  объекта.

В рассматриваемом случае граница с постоянным потенциалом  $\varphi_{S\varphi} = 0$  В задавалась на основании нижнего токоподводящего электрода.

Граничное условие второго рода – задание постоянной плотности электрического тока  $j(r, z, \tau)$  на поверхности верхнего электрода, рассчитанной исходя из установленного мгновенного значения сварочного тока и заданной площади контактной поверхности электрода. На границе области решения и оси симметрии модели задавалось отсутствие изменения разности потенциалов.

Плотность сварочного тока, проходящего через контакты электрод – деталь и деталь – деталь, задавалась следующей зависимостью:

$$I = \sigma_c^E (\varphi_a - \varphi_b),$$

где  $\sigma_c^E$  – электрическая проводимость контакта, (Ом·м<sup>2</sup>)<sup>-1</sup>;  $\varphi_a, \varphi_b$  – электрические потенциалы точек контактных поверхностей, В [13]:

$$\sigma_c^E = \frac{I}{2\sqrt{L(T_s^2 - T_0^2)} \cdot \pi \cdot r_c^2},$$

где  $L$  – коэффициент закона Видемана – Франца – Лоренца,  $\frac{B^2}{^\circ C^2}$ ;  $T_s$  – максимальная температура поверхности контакта (для контакта деталь – деталь – температура солидуса стали 1500 °С; для контакта электрод – деталь – температура эвтектоида для сплава Fe–Cu 500 °С);  $T_0$  – текущая температура в контакте, °С;  $r_c^2$  – радиус поверхности контакта, полученный на предыдущем инкременте механического анализа, м<sup>2</sup>.

При решении тепловой задачи для осесимметричной модели использовали уравнение теплопроводности Фурье [14]:

$$K \frac{\partial^2 T}{\partial r^2} + \frac{K}{r} \frac{\partial T}{\partial r} + K \frac{\partial^2 T}{\partial z^2} + Q_B = \frac{\partial}{\partial \tau} (C\gamma T),$$

где  $T$  – функция температуры от текущих координат;  $K$  – удельная теплопроводность материала объекта, Дж/(с·м·°С);  $\tau$  – время протекания процесса, с;  $\gamma$  – плотность материала, кг/м<sup>3</sup>;  $C$  – удельная теплоёмкость материала объекта, Дж/(кг·°С);  $Q_B$  – количество тепловой энергии, выделяемое в единицу времени в рассматриваемом элементарном объеме, Дж/(м<sup>3</sup>·с).

Скорость протекания тепловых процессов при контактной сварке достаточно высока. Вследствие этого невозможно ограничиться расчетом установившегося поля температур и требуется определять его распределение во время переходного процесса. Поэтому решение нестационарной задачи теплопроводности зависит не только от граничных условий, но и от начального состояния объекта моделирования. В начальный момент времени  $\tau_0 = 0$  температура всех узлов модели принималась равной температуре окружающей среды:  $T(r, z, \tau_0) = 20$  °С.

При решении тепловой задачи должны учитываться следующие граничные условия:

- условие 1 рода (Дирихле) состоит в задании распределения температур на границе объекта  $L_T$ : по краям электродов задается температура  $T = 7$  °С для учёта их водяного охлаждения, а по краям свариваемых деталей изотермическая граница с температурой  $T = 20$  °С, равная температуре окружающей среды;

- условие 2 рода (Неймана) состояло в задании распределения плотности теплового потока  $q(r, z, \tau)$  на границе  $L_q$ : на оси симметрии модели для теплового поля задавалось отсутствие теплового потока;

- условие 3 рода, характеризующее теплообмен с окружающей средой, учитывалось через конвекцию по закону Ньютона. При этом плотность теплового потока на границе  $L_h$  пропорциональна разности температур границы  $T_{Lh}$  и окружающей среды  $T_0$ .

Для расчёта конвективного коэффициента теплоотдачи  $\alpha_K$  плоских и цилиндрических поверхностей в условиях естественной конвекции в неограниченном пространстве использовались следующие рабочие формулы [15]:

а) для вертикально ориентированной поверхности электрода:

$$\alpha_K = A_2 \left( \frac{T_{Lh} - T_0}{h} \right)^{1/4}, \quad \text{Вт/м}^2 \cdot \text{град},$$

где  $A_2$  – коэффициент, учитывающий физические параметры среды;  $h$  – высота вертикальной поверхности, м;

б) для горизонтально ориентированной поверхности детали:

$$\alpha_K = K_S A_2 \left( \frac{T_{Lh} - T_0}{L} \right)^{1/4}, \quad \text{Вт/м}^2 \cdot \text{град},$$

где  $L$  – наименьшая сторона поверхности, м;  $K_S = 1,3$  – для поверхности, обращённой нагретой стороной вверх;  $K_S = 0,7$  – для поверхности, обращённой нагретой стороной вниз.

При контактной сварке наряду с собственной теплопроводностью деталей и электродов имеет место теплообмен в зонах контакта деталь – деталь и электрод – деталь (граничное условие 4-го рода). Математическая модель должна включать описание условий этого теплообмена. При анализе электрических и температурных полей контактирующие тела должны рассматриваться совместно. При этом для каждого контактного элемента записывается свое уравнение теплопроводности, а для контакта задается его тепловая проводимость  $\sigma_c^T$ .

Тепловой поток, проходящий через контактные поверхности двух тел, определялся следующим соотношением:

$$q_c = \sigma_c^T (T - T),$$

где  $\sigma_c^T$  – тепловая проводимость контакта, Вт/(м<sup>2</sup>·°C);  $T$  – температура поверхности первого контактного тела, °C;  $T_0$  – температура поверхности второго контактного тела, °C.

Тепловая проводимость контакта представлена в виде суммы составляющих:

$$\sigma_c^T = \frac{1}{R_{Me}} + \frac{1}{R_c},$$

где  $R_{Me}$  – термическое сопротивление фактического контакта, м<sup>2</sup>·°C/Вт;  $R_c$  – термическое сопротивление межконтактной среды, м<sup>2</sup>·°C/Вт.

На основе данных работы [16] в принятой модели контакта между двумя металлическими материалами определение термического сопротивления фактического контакта и термического сопротивления межконтактной среды осуществляется по следующим зависимостям:

$$R_{Me} = \frac{1}{2,12 \bar{\lambda}_m \left( \frac{p}{E} B_n \right)^{0,8}} \cdot 10^{-4},$$

где  $\bar{\lambda}_m$  – приведенная теплопроводность контактирующих материалов, Вт/(м·°C);  $p$  – давление, прикладываемое к контактирующим поверхностям, Н/м<sup>2</sup>;  $\bar{E}$  – приведенный модуль Юнга контактирующих материалов, Н/м<sup>2</sup>;  $B_n$  – коэффициент, характеризующий геометрические свойства контактирующих поверхностей.

$$R_c = \frac{(h_{cp1} + h_{cp2})(1-m)}{\lambda_c},$$

где  $h_{cp1}$ ,  $h_{cp2}$  – средние высоты выступов микронеровностей контактных поверхностей;  $m$  – коэффициент заполнения профиля микронеровностей;  $\lambda_c$  – коэффициент теплопроводности межконтактной среды (воздуха), Вт/(м·°C).

При исследованиях процессов образования деформаций и напряжений в качестве деформационной характеристики материала, вводимой в расчет, использовалась диаграмма идеального упругопластического материала с переменными механическими характеристиками, характеризующая значениями модуля упругости  $E$  и предела текучести  $\sigma_T$  материала. Применительно к низкоуглеродистым сталям подобное упрощение не приводит к большим погрешностям, так как истинная диаграмма характеризуется наличием площадки текучести при протекании пластических деформаций до 3...4 %. Для количественной оценки конечных деформаций такие приближенные расчеты вполне достоверны и обеспечивают необходимую точность.

Уравнения термоупругопластичности являются нелинейными. Нелинейность уравнений возникает по двум причинам: 1) сам процесс упругопластического деформирования отличается от линейного; 2) коэффициенты, входящие в уравнения, также не являются константами, а зависят от результатов решения. Методы решения системы нелинейных уравнений гораздо сложнее и требуют большего объема вычислений, чем линейных. Поэтому нелинейные уравнения в пределах исследуемой области (конечного элемента) аппроксимируются некоторыми простейшими кусочно-непрерывными функциями, имеющими линейный характер.

Принимая внешние нагрузки симметричными по отношению к оси электродов, все расчеты в связи с этим относим к области осесимметричной проблемы теории упругости и пластичности с использованием для расчетов цилиндрической координатной системы  $r, z, \theta$ .

Физическая нелинейность, связанная с упругопластическими деформациями и нестационарным температурным полем, описывалась с использованием теории неизоэргического пластического течения, согласно которой приращение полной деформации определяется суммой [17, 18]:

$$d\varepsilon_{ij} = d\varepsilon_{ij}^e + d\varepsilon_{ij}^p + \delta_{ij} d\varepsilon^T,$$

где  $\varepsilon_{ij}^e$  и  $\varepsilon_{ij}^p$  – соответственно компоненты тензора упругой и пластической составляющих полной деформации;  $\delta_{ij}$  – символ Кронекера;  $d\varepsilon^T$  – приращение свободной деформации, вызванное изменением температуры  $dT$  при нагреве и охлаждении металла и фазовыми превращениями:

$$d\varepsilon^T = \alpha_T \cdot dT,$$

где  $\alpha_T$  – коэффициент температурного расширения,  $1/^\circ\text{C}$ .

Упругая и температурная составляющие полной деформации определяются соотношениями не-изотермической теории упругости, в пределах которой справедлив обобщенный закон Гука, с учетом изменения механических характеристик материала в зависимости от температуры. Проверка на наличие пластической деформации осуществлялась с помощью условия пластичности Хубера – Мизеса [18]:

$$\sigma_i = \sqrt{3I_2(D_\sigma)} = \frac{1}{\sqrt{2}} \sqrt{(\sigma_r - \sigma_\theta)^2 + (\sigma_\theta - \sigma_z)^2 + (\sigma_z - \sigma_r)^2 + 6\tau_{rz}^2} = \sigma_T,$$

где  $\sigma_i$  – интенсивность напряжения, или обобщенное напряжение, характеризующее работу и мощность пластической деформации;  $\sigma_T$  – предел текучести материала;  $I_2(D_\sigma)$  – второй инвариант тензора-девиатора напряжений:

$$I_2(D_\sigma) = F(\sigma_{ij}) = \frac{1}{6} [(\sigma_r - \sigma_\theta)^2 + (\sigma_\theta - \sigma_z)^2 + (\sigma_z - \sigma_r)^2 + 6\tau_{rz}^2].$$

В общем виде согласно теории не-изотермического пластического течения приращение упругой деформации определяется суммой:

$$d\varepsilon_{ij}^e = \frac{d\sigma_{ij}}{2G} - \frac{\nu}{E} \delta_{ij} d\sigma_{kk},$$

где  $d\sigma_{kk} = d\sigma_r + d\sigma_z + d\sigma_\theta$  – сумма приращений главных нормальных напряжений по осям  $r, z, \theta$  в цилиндрической системе координат ( $k = r, z, \theta$ ).

При установлении связи между пластическими деформациями  $d\varepsilon_{ij}^p$  и напряжениями использовали гипотезу, по которой инкремент пластических деформаций прямо пропорционален градиенту напряжения. Когда  $F(\sigma_{ij}) = I_2(D_\sigma)$ , что отвечает условию текучести Мизеса, получаем:

$$d\varepsilon_{ij}^p = d\lambda \frac{\partial F(\sigma_{ij})}{\partial \sigma_{ij}},$$

где  $d\lambda$  – коэффициент пропорциональности;  $\partial F / \partial \sigma_{ij}$  – вектор, перпендикулярный к поверхности текучести.

Связь между инкрементальными деформациями и напряжениями для упругопластического материала выражается в следующем виде:

$$d\varepsilon_{ij} = \frac{d\sigma_{ij}}{2G} + \frac{1-2\nu}{E} \delta_{ij} \cdot d\sigma_{kk} + d\lambda \frac{\partial F}{\partial \sigma_{ij}} + \delta_{ij} \alpha_T \Delta T.$$

При моделировании процессов плавления и кристаллизации использовался вычислительный подход, при котором конечные элементы, соответствующие расплавленному литому ядру, сохраняли свои механические свойства при температуре, близкой температуре плавления, а процесс их деформирования оставался непрерывным. Для обеспечения сходимости вычислительного процесса решения упруго-пластической задачи при высоких температурах (от  $900^\circ\text{C}$  до температуры плавления) использовались минимальные механические свойства материала (предел текучести, модуль упругости, температурный коэффициент линейного расширения), соответствующие температуре  $900 \dots 1100^\circ\text{C}$ .

На рисунке 3 представлена математическая модель контактной точечной сварки, разработанная в программной среде «COSMOS/M», мощные функциональные возможности которой позволяют решать проблемы, связанные со сходимостью вычислительного процесса при высоких температурах сварки. Реализация расчетного алгоритма в пакете «COSMOS/M» имеет ряд особенностей. В частности, существенным фактором, влияющим на результаты расчетов, являлось адекватное моделирование условий закрепления и зазоров между деталями. Для моделирования последних использовались двухузловые GAP-элементы

с заданным перемещением узлов относительно друг друга. При сближении узлов модели на определенное расстояние зазор считался закрытым, а между деталями устанавливался непосредственный контакт с заданным коэффициентом теплопроводности. Применение пошагово-совмещенного анализа в среде COSMOS/M позволяет повысить точность решения за счет учета взаимного влияния температурных и деформационных полей на каждом шаге расчета.

Для моделирования процессов при рельефной сварке применён программный пакет общего назначения MSC.Marc, который обладает рядом дополнительных возможностей: осуществление совмещенного электротепломеханического анализа без необходимости вмешательства пользователя в процесс расчета; адаптация сетки конечных элементов модели; расширенные опции для создания контактных поверхностей. Легкость задания контакта между телами отличает MSC.Marc от других программных продуктов МКЭ.

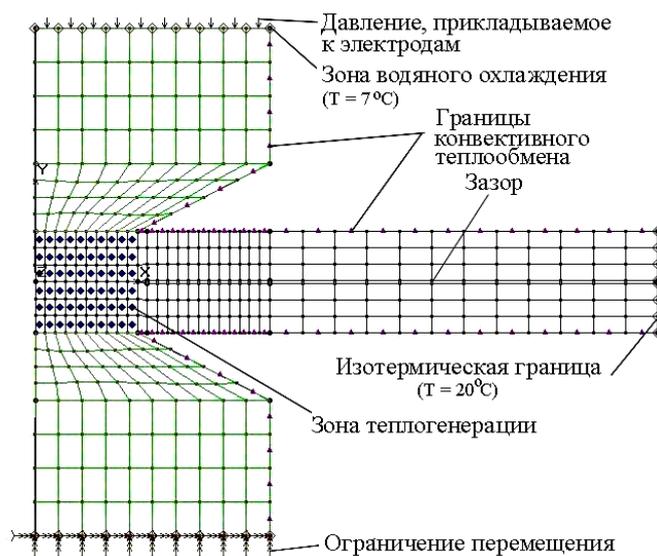


Рис. 3. Разбиение осесимметричной модели электрод – детали – электрод на конечные элементы с заданием граничных условий: точечная сварка листов толщиной 2 + 2 мм

При моделировании процесса рельефной сварки возникают трудности, связанные со значительной пластической деформацией конечных элементов, составляющих рельеф. Указанные элементы, как правило, должны полностью вытесняться из зоны сварки. Этот процесс приводит к искажению конечно-элементной сетки, что неблагоприятно влияет на точность решения или приводит к его вынужденному прекращению.

Программа MSC.Marc позволяет ввести новую неискаженную сетку (MESH ADAPTIVITY – адаптивное разбиение) в процессе расчета, с учетом изменения и обновления граничных условий, посредством задания следующих опций модели:

- 1) критерии адаптивного разбиения:
  - частота инкрементов INCREMENT FREQUENCY, на которых производятся операция модификации геометрии модели;
  - величина деформации конечного элемента, при которой производится его переразбиение (задается величиной отклонения угла при вершине конечного элемента от его начального значения ANGEL DEVIATION = 40 град);
- 2) параметры адаптивного разбиения:
  - минимальная длина стороны конечного элемента (ELEMENT EDGE LENGTH = 1E-5 м);
  - контроль взаимного пересечения поверхностей контактных тел (CONTACT PENETRATION).

На рисунке 4 показано разбиение осесимметричной модели электрод – детали – электрод на конечные элементы для сварного соединения стержня с плоской деталью с использованием конусообразного рельефа. Начальное число расчетных элементов объекта моделирования составило 2209, узлов – 3968. Схема пространственной разбивки моделей выбрана с учетом основных особенностей исследуемых объектов, что отразилось в увеличении степени дискретизации отдельных участков (в зоне образования сварного соединения имеют место большие градиенты температуры и напряжений, поэтому в указанной области необходима повышенная частота разбиения модели на конечные элементы). Для аппроксимации

геометрии модели применительно к реализации совмещенного анализа используется 3-узловой изопараметрический конечный элемент.

Ввод данных для построения геометрии, задания начальных и граничных условий выполнялся с помощью пользовательской программы «ProjectionWELD». Данная программа содержит ряд подмодулей для расчета контактных сопротивлений, дает возможность изменять геометрические характеристики применяемого рельефа, а также задавать материал свариваемых деталей и электродов из созданной библиотеки, содержащей зависимости электротеплофизических характеристик свариваемых металлов и электродов от температуры. Учет фазовых переходов осуществляется при помощи опции LATENT HEAT заданием величины скрытой теплоты, температуры ликвидуса и температуры солидуса.

Диалоговое окно ввода данных программы «ProjectionWELD» представлено на рисунке 5.

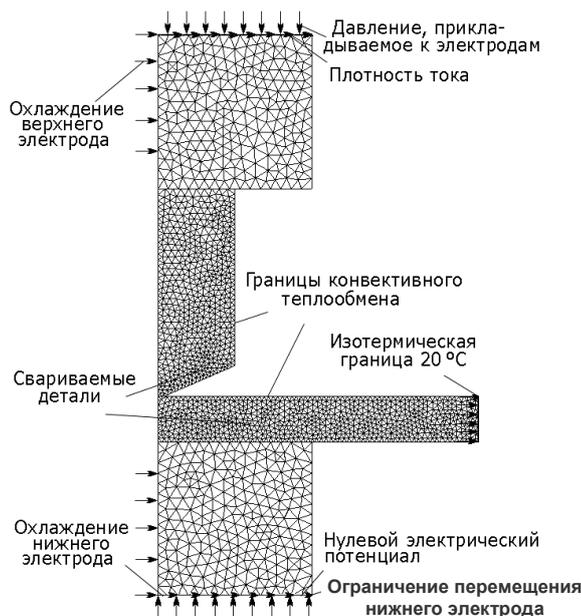


Рис. 4. Разбиение осесимметричной модели электрод – детали – электрод на конечные элементы: сварка стержня с листом

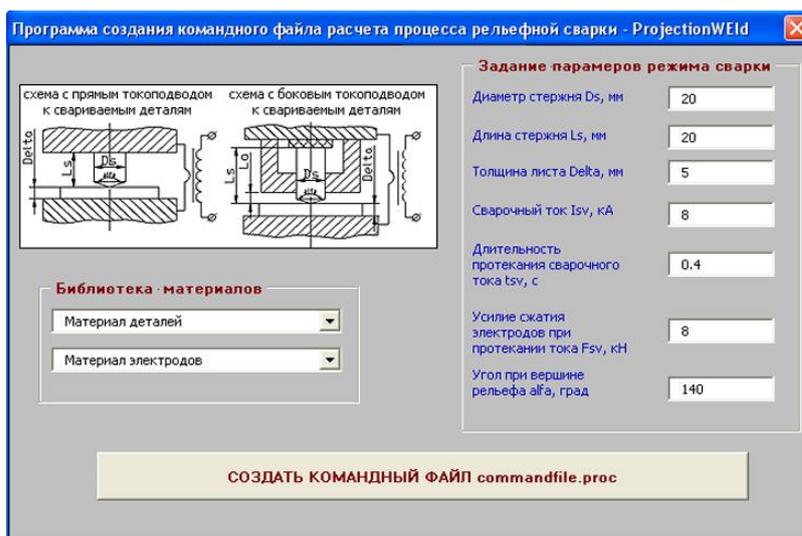


Рис. 5. Окно пользовательского интерфейса программы «ProjectionWELD»

**Заключение.** Разработанные математические модели процессов контактной точечной и рельефной сварки позволяют детально изучить кинетику образования сварных соединений, оценить качественные показатели процесса сварки, оптимизировать основные параметры режима. Отличие представленных

моделей от уже известных заключается в том, что они реализуют пошагово-совмещенный электрический, тепловой и деформационный расчет, модифицируют конечно-элементную сетку при значительных пластических деформациях металла зоны сварки с учетом соответствующего перераспределения граничных условий, изменения теплового и электрического контактных сопротивлений.

## ЛИТЕРАТУРА

1. Судник, В.А. Имитация контактной точечной сварки сталей с помощью программного обеспечения SPOTSIM / В.А. Судник [и др.] // Сварочное производство. – 1998. – № 8. – С. 3 – 8.
2. Киселев, С.Н. Современные аспекты компьютерного моделирования тепловых, деформационных процессов и структурообразования при сварке и сопутствующих технологиях / С.Н. Киселев, А.С. Киселев, А.С. Куркин // Сварочное производство. – 1998. – № 10. – С. 16 – 22.
3. Nied, H.A. The Finite Element Modeling of the Resistance Spot Welding Process / H.A. Nied // Welding Journal. – 1984. – Vol. 63. – С. 123 – 132.
4. Berezienko, V.P. Increasing the load-carrying capacity of spot welded joints in low-carbon steels / V.P. Berezienko, V.A. Popkovskii, S.M. Furmanov // Welding International. – 2000. – 14(6). – С. 488 – 490.
5. Sun, X. Modeling of projection welding processes using coupled finite element analyses / X. Sun // Welding Journal. – 2000. – № 79 (9). – С. 244 – 251.
6. Sun, X. Effect of projection height of projection collapse and nugget formation-a finite element study / X. Sun // Welding Journal. – 2000. – № 80(9). – С. 211 – 216.
7. Марочник сталей и сплавов / А.С. Зубченко [и др.]; под общ. ред. А.С. Зубченко. – М.: Машиностроение, 2001. – 672 с.
8. Николаев, А.К. Сплавы для электродов контактной сварки / А.К. Николаев, В.М. Розенберг. – М.: Металлургия, 1978. – 96 с.
9. Зиновьев, В.Е. Теплофизические свойства металлов при высоких температурах: справ. / под общ ред. В.Е. Зиновьева – М.: Металлургия, 1989. – 382 с.
10. Механические свойства сталей, деформированных в широком интервале температур / В.П. Северденко [и др.] – Минск: Наука и техника, 1974. – 264 с.
11. Секулович, М. Метод конечных элементов / М. Секулович; под ред. В.Ш. Барбакадзе. – М.: Стройиздат, 1993. – 664 с.
12. Говорков, В.А. Электрические и магнитные поля / В.А. Говорков. – М.: Энергия, 1981. – 448 с.
13. Хольм, Р. Электрические контакты / Р. Хольм; пер. с англ. под ред. Д.Э. Брускина, А.А. Рудницкого. – М.: Изд-во иностр. лит., 1961. – 464 с.
14. Теория сварочных процессов: учеб. для вузов / В.Н. Волченко [и др.]; под ред. В.В. Фролова. – М.: Высш. шк., 1998. – 559 с.
15. Дульнев, Г.Н. Теплообмен в радиоэлектронных аппаратах / Г.Н. Дульнев, Э.М. Семьяшкин. – Л.: Энергия, 1968. – 362 с.
16. Попов, В.М. Теплообмен в зоне контакта разъемных и неразъемных соединений / В.М. Попов. – М.: Энергия, 1971. – 216 с.
17. Быковцев, Г.И. Теория пластичности / Г.И. Быковцев, Д.Д. Ивлев. – Владивосток: Дальнаука, 1998. – 528 с.
18. Можаровский, Н.С. Приложение методов теории пластичности и ползучести к решению инженерных задач машиностроения: учебник: в 2 ч. – Киев: Выща шк., 1991. – Ч. 1: Теория пластичности и ползучести в инженерном деле. – 264 с.

Поступила 10.06.2008