

DOI: 10.18721/JPM.14304
 УДК 004.94

АНАЛИЗ ВЛИЯНИЯ ХАРАКТЕРИСТИК ПОЛЗУЧЕСТИ И ПЛАСТИЧНОСТИ НА ПРОЦЕСС ИСКРОВОГО ПЛАЗМЕННОГО СПЕКАНИЯ

В.А. Борисенко¹, А.С. Семенов¹, Т. Вальмерспергер²

¹ Санкт-Петербургский политехнический университет Петра Великого,
 Санкт-Петербург, Российская Федерация;

² Технический университет Дрездена,
 г. Дрезден, Германия

На основе экспериментальных данных в работе промоделирован процесс искрового плазменного спекания (ИПС) металлических частиц методом конечных элементов в термоэлектро-механической постановке с учетом влияния температуры на параметры материалов (никеля и меди). Сравнение результатов моделирования с экспериментом позволило создать вычислительную модель процесса ИПС, удобную для оценки влияния параметров ползучести и пластичности на размер межчастичной шейки, образующейся при проведении ИПС. Установлено, что для высоких температур эффект ползучести в несколько раз превосходит влияние пластичности на процесс образования шейки спекания. При этом изменение параметров ползучести при моделировании также активно влияет на формирование шейки.

Ключевые слова: искровое плазменное спекание, металл, конечно-элементное моделирование, пластичность, ползучесть, связанные поля

Ссылка при цитировании: Борисенко В.А., Семенов А.С., Вальмерспергер Т. Анализ влияния характеристик ползучести и пластичности на процесс искрового плазменного спекания // Научно-технические ведомости СПбГПУ. Физико-математические науки. 2021. Т. 14. № 3. С. 49–62. DOI: 10.18721/JPM.14304

Статья открытого доступа, распространяемая по лицензии CC BY-NC 4.0 (<https://creativecommons.org/licenses/by-nc/4.0/>)

AN INFLUENCE ANALYSIS OF CREEP AND PLASTICITY CHARACTERISTICS ON THE SPARK PLASMA SINTERING PROCESS

V.A. Borisenko¹, A.S. Semenov¹, T. Wallmersperger²

¹ Peter the Great St. Petersburg Polytechnic University,
 St. Petersburg, Russian Federation;

² Dresden University of Technology,
 Dresden, Germany

In the paper, the spark plasma sintering (SPS) process for metal particles has been simulated based on experimental data and using the finite element method in the thermo-electro-mechanical formulation with taking into account the temperature influence on parameters of materials (nickel and copper). A comparison of obtained results with experimental data made it possible to create a computational model of the SPS process, the model being convenient to evaluate the influence of creep and plasticity parameters on the size of the interparticle neck forming in SPS. It was found that the creep effect significantly dominated over the plasticity influence on the process of forming the sintering neck at high temperatures. In this case, the variation of creep parameters in simulation also actively affects the formation of the neck.

Keywords: spark plasma sintering, metal, finite-element modelling, plasticity, creep, coupled fields

Citation: Borisenko V.A., Semenov A.S., Wallmersperger T., An influence analysis of creep and plasticity characteristics on the spark plasma sintering process, St. Petersburg Polytechnical State University Journal. Physics and Mathematics. 14 (3) (2021) 49–62. DOI: 10.18721/JPM.14304

This is an open access article under the CC BY-NC 4.0 license (<https://creativecommons.org/licenses/by-nc/4.0/>)

Введение

Последнее время активно ведутся экспериментальные и теоретические исследования [1, 2], а также моделирование [3 – 5] процессов спекания и уплотнения изделий порошковой металлургии для улучшения их свойств. Технология получения металлических порошков и изготовления изделий из них обладает рядом достоинств [6, 7], например, дает возможность создавать материалы, которые трудно или невозможно получать другими методами; позволяет экономить металл и значительно снижать себестоимость продукции. Кроме того, при использовании чистых исходных порошков можно получать спеченные материалы с меньшим содержанием примесей и с более точным соответствием заданному составу, по сравнению с обычными литыми сплавами. При одинаковом составе и плотности спеченные материалы обладают лучшими механическими свойствами, по сравнению с плавленными, в частности, меньше сказывается неблагоприятное влияние предпочтительной ориентации зерен кристаллической решетки металла (текстура), характерной для литых аналогов. Размеры и форму структурных элементов спеченных материалов легче регулировать, и главное, можно получать такие типы взаимного расположения и формы зерен, которые недостижимы для плавленного металла.

Благодаря этим структурным особенностям, спеченные металлы более термостойки, лучше переносят воздействие циклических колебаний температуры и напряжений, а также ядерного излучения, что очень важно для материалов новой техники.

Одним из эффективных методов получения бездефектных заготовок из порошковых материалов является искровое плазменное спекание (ИПС, *англ.* SPS/FAST – Spark Plasma Sintering / Field Assisted Sintering Technology), представляющее собой сочетание прессования с интенсивным электрическим разрядом, что открывает возможности получения компактного материала за очень короткое время. В последнее время наблюдается рост количества публикаций, посвященных исследованию процесса искрового плазменного спекания (см., например, статьи [11 – 13]). Особенности этого метода консолидации порошковых материалов состоят в том, что нагрев вещества происходит путем пропускания через него импульсов электрического тока. Это позволяет существенно снизить температуру и сократить время спекания, по сравнению с обычным высокотемпературным спеканием и горячим прессованием.

Сложности, возникающие при моделировании рассматриваемого класса задач, связаны с проявлением различных механизмов спекания (пластичность, ползучесть, термомиграция и др.), а также ярко выраженной многоэтапностью процесса спекания: рост контактного перешейка, формирование замкнутых пор, их зарастание. Кроме того, имеет место взаимодействие полей различной природы: электрического, теплового, химического и механического. Нетривиальная зависимость электрических и механических констант от температуры материала может вызывать при моделировании проблемы со сходимостью решения. Также на эту сходимость сильно влияют параметры контакта, а именно тепло- и электропроводность зоны контактирующих элементов. Моделирование методом конечных элементов (МКЭ) служит ценным инструментом для лучшего понимания процесса. Ранее моделирование МКЭ

в основном использовалось для изучения макроскопических градиентов температуры в образцах во время быстрого процесса [14 – 16], однако в последнее время все больше работ [4, 5] посвящаются КЭ-моделированию деформирования частиц, а также микроскопического распределения тока и температуры при контакте частиц в качестве простейшего представительного объема порошка.

В работе [5] показано, что при моделировании таких процессов использование упругих и вязкоупругих моделей спекаемого материала при моделировании не приводит к хорошей корреляции с экспериментальными данными. При этом наилучшая точность была получена за счет одновременного учета как вязкого, так и пластического эффектов.

Цель настоящей работы – анализ возможностей моделирования методом МКЭ процесса искрового плазменного спекания путем сопоставления результатов с экспериментальными данными.

Для решения поставленной задачи было необходимо проанализировать влияние ряда ключевых факторов и, прежде всего, ползучести, на диаметр межчастичной шейки, образующейся в процессе изучаемой технологии.

Экспериментальная установка и математическая модель

В рассматриваемых экспериментах, выполненных в Дрезденском техническом университете (Германия) [4, 5], используются шарики, изготовленные из технически чистого никеля диаметром 1 мм. Для удаления оксидов из никелевых сфер шарики помещали в раствор лимонной кислоты на несколько часов и прополаскивали дистиллированной водой и этанолом перед тем, как вводить их в установку. Для исследования начальных стадий формирования контакта при искровом плазменном спекании была разработана и создана специальная экспериментальная установка. Ее схема представлена на рис. 1.

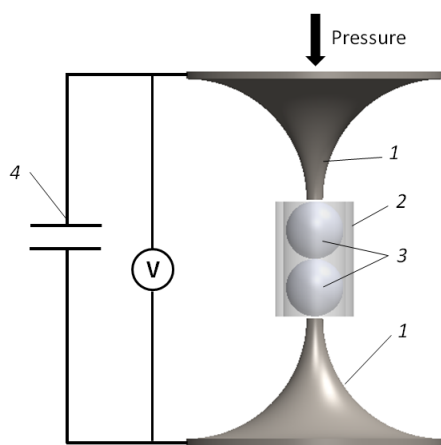


Рис. 1. Схема экспериментальной установки:
 1 – медные стержни, 2 – толстостенная
 стеклянная трубка, 3 – никелевые шарики,
 4 – электролитические конденсаторы

Медные стержни 1 диаметром 1 мм расположены в верхней и нижней частях установки. Толстостенная стеклянная трубка 2 с миллиметровым внутренним диаметром надета на нижний стержень и ограничивает выпадение шариков 3. Два никелевых шарика помещены между стержнями оснастки. Механическая нагрузка (Pressure) прикладывается к верхнему стержню с помощью груза массой 1 кг, который обеспечивает осевое сжимающее усилие 12,5 МПа в поперечном сечении медных стержней оснастки и, соответственно, в экваториальном сечении шариков. К верхнему стержню подключен электрод, содержащий два параллельно соединенных электролитических конденсатора 4. Вторые электроды конденсатора соединены с нижним стержнем через выпрямитель

тока, который служит переключателем, контролируемым микроконтроллером. Конденсаторы заряжались на напряжение от 1 до 8 В (величина зависела от условий эксперимента).

Математическая модель. Рассматривается связанная термоэлектромеханическая осесимметричная задача для анализа деформаций, возникающих напряжений, а также эволюции температурного поля и контактного сопротивления. При моделировании механической со-

ставляющей задачи используются упругие, пластические и вязкие параметры материала. За отсутствием достоверных кривых пластичности никеля при высоких температурах, для моделирования пластических деформаций использовалась модель пластичности с линейным упрочнением. В качестве условия начала пластичности, в силу изотропии материала, рассматривалось условие Мизеса. Для нестационарных процессов изменения теплового поля использовалось уравнение теплового баланса с учетом закона Фурье.

В совокупности система уравнений связанной термоэлектромеханической начально-краевой задачи для рассматриваемых условий имеет вид

$$\begin{cases} \rho(T)C(T)\frac{\partial T}{\partial t} - \nabla \cdot (\lambda(T) \mathbf{E} \cdot \nabla T) - q_v = 0, \\ \nabla \cdot \left({}^4\mathbf{C}(T) \cdot \left((\nabla \mathbf{u})^s - \boldsymbol{\alpha}(T)(T - T_{ref}) - \boldsymbol{\varepsilon}^p - \boldsymbol{\varepsilon}^c \right) \right) = 0, \\ \nabla \cdot \left(\boldsymbol{\varepsilon}_n \cdot \nabla \frac{\partial \varphi}{\partial t} \right) + \nabla \cdot [\boldsymbol{\sigma}(T) \cdot \nabla \varphi] = 0, \end{cases} \quad (1)$$

где λ – коэффициент теплопроводности, T – температура, T_{ref} – начальная температура, $\boldsymbol{\varepsilon}^p$ – тензор пластических деформаций, $\boldsymbol{\varepsilon}^c$ – тензор деформаций ползучести, ρ – плотность, C – удельная теплоемкость, q_v – объемный подвод тепла, φ – скалярный электрический потенциал, $\boldsymbol{\sigma}$ – тензор электрической проводимости, $\boldsymbol{\varepsilon}_n$ – тензор диэлектрической проницаемости среды, \mathbf{f}_v – вектор объемных сил, \mathbf{u} – вектор перемещений, ${}^4\mathbf{C}$ – тензор жесткости, $\boldsymbol{\alpha}$ – тензор температурных коэффициентов линейного расширения.

В рассматриваемой постановке задачи, в уравнении равновесия системы (1) отсутствуют объемные силы и инерционные слагаемые. Значения упругих, тепловых и электрических констант материала в зависимости от температуры приведены в табл. 1 для никеля и меди (взяты из статей [4, 5]); размерности приведенных констант соответствуют определенной системе единиц: миллиметры, гигаграммы, секунды (мм, Гг, с). В табл. 1 указаны также величины предела текучести σ_y и модуля пластичности H_0 , соответствующие модели пластичности с линейным упрочнением. Согласно приведенным данным, характеристики материалов значительно зависят от температуры. При ИПС пропускание тока вызывает нагрев материала, что влечет за собой изменение констант материала, например удельного сопротивления. Изменение последнего приводит к изменению тока и плотности выделяющегося тепла на рассматриваемом участке. Данная цепочка показывает, как взаимосвязаны константы материала с температурным полем, и как, в свою очередь, температурное поле зависит от данных констант.

Для учета ползучести использовался закон Нортона на основе гипотезы подобия. В общем виде закон Нортона записывается как

$$\boldsymbol{\varepsilon}^c = A \sigma_i^{n-1} \mathbf{S} \cdot t \cdot \exp\left(-\frac{\Delta H}{RT}\right), \quad (2)$$

где ΔH – энергия активации ползучести; R – постоянная Больцмана; t – время; T – температура; σ – напряжение; n , A – степенной и линейный показатели ползучести; \mathbf{S} – девиатор тензора напряжений.

Значения констант ползучести были взяты из монографии [17]:

$A = 80,4 \text{ МПа}^{-4,6}/\text{с}$, $n = 4,6$, $\Delta H = 284 \text{ кДж}$ – для никеля;

Таблица 1

Значения упругих, тепловых и электрических констант никеля и меди в зависимости от температуры [4, 5]

T, K ($^{\circ}C$)	300 (27)	500 (227)	700 (427)	900 (627)	1100 (827)	1400 (1127)	1728 (1455)
<i>Значения для никеля</i>							
$\rho,$ Гг/мм ³	8,90e-12	8,82e-12	8,74e-12	8,65e-12	8,55e-12	8,40e-12	8,10e-12
$C_p,$ Дж/(Гг·К)	4,44e+8	5,24e+8	5,24e+8	5,43e+8	5,77e+8	6,09e+8	6,25e+8
$\lambda,$ Вт/(мм·К)	0,0904	0,0721	0,0609	0,0662	0,0735	0,0767	0,0785
$\rho_e,$ Ом·мм	7,37e-5	18,0e-5	32,0e-5	38,7e-5	44,5e-5	52,4e-5	59,0e-5
$\alpha,$ 1/К	13e-6	14e-6	15e-6	16,5e-6	17e-6	19e-6	13e-6
$E,$ ГПа	218	199	195	192	171	141	–
ν	0,28	0,28	0,28	0,30	0,31	0,34	–
$\sigma_y,$ МПа	185	180	140	80	50	–	–
$H_0,$ МПа	1800	1400	1100	1000	750	–	–
<i>Значения для меди</i>							
$\rho,$ Гг/мм ³	8,93e-12	8,63e-12	8,73e-12	8,62e-12	8,51e-12	8,39e-12	7,96e-12
$C_p,$ Дж/(Гг·К)	3,85e+8	4,08e+8	4,25e+8	4,41e+8	4,64e+8	5,07e+8	5,14e+8
$\lambda,$ Вт/(мм·К)	0,402	0,385	0,370	0,355	0,338	0,322	0,184
$\rho_e,$ Ом·мм	1,73e-5	3,09e-5	4,51e-5	6,04e-5	7,72e-5	9,59e-5	23,4e-5
$\alpha,$ 1/К	16e-6	18e-6	19e-6	20e-6	24e-6	29e-6	–
$E,$ ГПа	130	115	103	89,7	76,8	63,7	–
ν	0,35	0,35	0,35	0,36	0,38	0,40	–
$\sigma_y,$ МПа	220	190	100	40	–	–	–
$H_0,$ МПа	500	400	200	200	–	–	–

Обозначения: T – температура, ρ – плотность, C_p – теплоемкость при постоянном давлении, λ – теплопроводность, ρ_e – удельное сопротивление, α – коэффициент теплового расширения, E – модуль Юнга, ν – коэффициент Пуассона, σ_y – предел текучести, H_0 – модуль пластичности.

$$A = 2,45 \text{ МПа}^{-4,8}/\text{с}, n = 4,8, \Delta H = 197 \text{ кДж} - \text{для меди.}$$

Поскольку задача симметрична относительно плоскости соприкосновения шариков, в КЭ-расчете целесообразно рассматривать только верхнюю часть конструкции (см. рис. 1), на рис. 2, *a, b* она представлена в горизонтальном положении. Вид КЭ-модели показан на рис. 2, *a*. Она содержит 1524 элемента, 4491 узла. Модель выполнена в КЭ пакета ANSYS с использованием элементов типа PLANE 223 в термоэлектромеханической постановке.

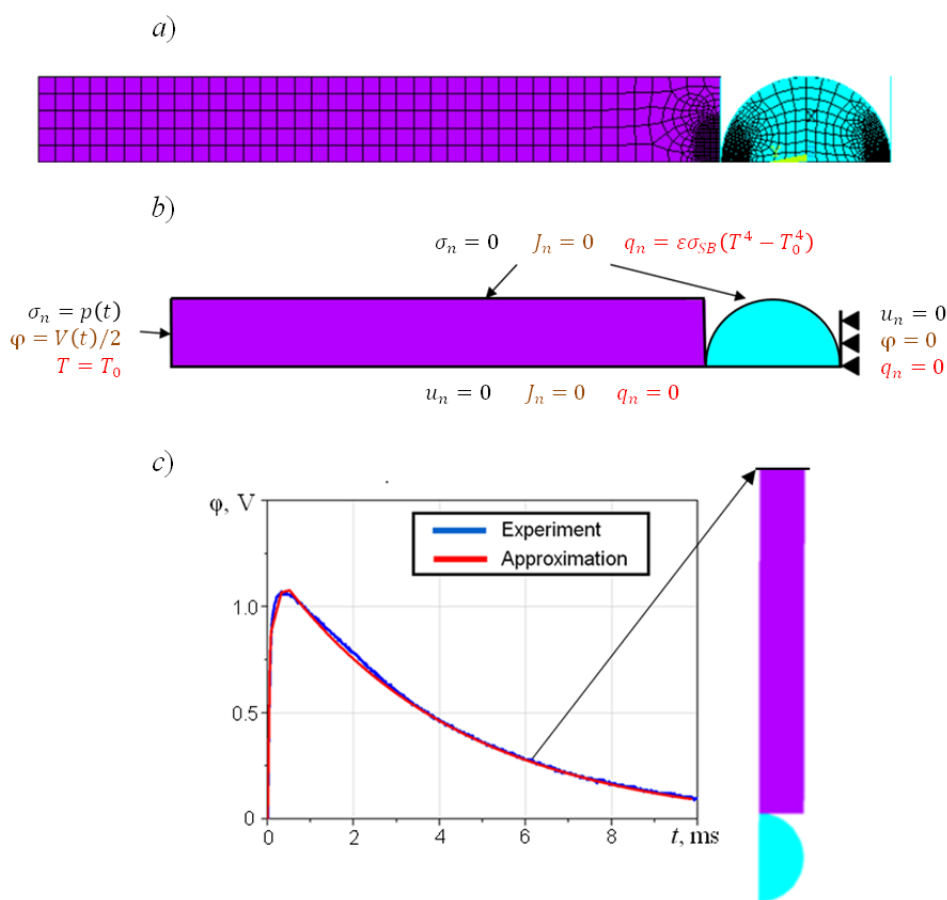


Рис. 2. Схематическое представление КЭ-модели процесса искрового плазменного спекания медного стержня (показан фиолетовым цветом) и никелевого шарика (голубым цветом): *a* – разбиение объектов на конечные элементы, *b* – иллюстрация граничных условий постановки задачи, *c* – график электрического потенциала, прикладываемого к верхней границе стержня

Контакт между шариками в данной симметричной постановке моделируется как контакт между верхним шариком и абсолютно жесткой плоскостью. При наложении граничных условий в данной задаче, следует учитывать экспериментальную процедуру, поэтому они должны иметь механический, электрический и тепловой характер. Механическая составляющая должна отражать ограничение по перемещениям и тот факт, что давление прикладывается к верхнему медному стержню. В симметричной постановке задачи налагалось ограничение на перемещения контактной поверхности. Электрическая составляющая учитывала разность потенциалов, прикладываемую к электродам испытательной конструкции. Функция потенциала от времени была принята равной половине напряжения между обкладками конденсатора, изменяющегося с течением времени. Для КЭ-расчета была произведена комбинация экспоненциальной кривой и ее кусочно-линейной аппроксимации по точкам (рис. 2, *c*).

На свободную поверхность шарика и стержня налагались граничные условия: нулевого нормального напряжения и электрического тока ($\sigma_n = 0, J_n = 0$), а также теплового излучения по закону Стефана – Больцмана (материал шарика был принят абсолютно черным телом со степенью черноты $\epsilon = 1$): $q_n = \epsilon \cdot \sigma_{SB} \cdot (T^4 - T_0^4)$. На границу осевой симметрии накладывались ограничения по радиальным компонентам перемещения, электрического тока и теплового потока: $u_n = 0, J_n = 0, q_n = 0$. На границу контакта шариков накладывались граничные условия нулевого перемещения, потенциала и теплового потока: $u_n = 0, \varphi = 0, q_n = 0$. На верхнюю границу стержня накладывались граничные условия: давления от времени – $\sigma_n = p(t)$,

потенциала от времени – $\varphi = V(t)/2$ и начальной температуры – $T = T_0$. Общий вид граничных условий показан на рис. 2, *b*.

При моделировании контактного взаимодействия использовался метод штрафных функций. При этом задавались следующие значения параметров:

коэффициент нормальной контактной жесткости – 1,0;

коэффициент допуска на проникание – 0,1;

тепловая контактная проводимость – 1 кВт/К;

электрическая контактная проводимость – 1 МСм.

Расчетные результаты и их обсуждение

Для оценки влияния параметров текучести на результаты ИПС была выполнена серия расчетов методом конечных элементов. Виртуальные эксперименты отличались друг от друга начальным зарядом конденсатора и, соответственно, зависимостью проходящего тока от времени. Было выбрано три случая начального напряжения конденсатора до начала процесса ИПС: 2, 3 и 5 В. Входным данным для математической модели являлась зависимость напряжения на установке от времени, регистрируемая в реальном эксперименте. Помимо изменения начального напряжения на обкладках конденсатора, варьировались параметры ползучести, а именно – ее степенного показателя n и энергии ее активации ΔH .

В ходе вычислительного эксперимента анализировались результаты, полученные только за первые 10 мс процесса, так как к концу этого интервала времени главные изменения теплового и электрического полей в основном заканчивались, и наблюдался выход этого процесса на устойчивое поведение.

Чтобы оценить влияние ползучести на температуру межчастичной шейки при спекании, задача решалась в двух термоэлектромеханических постановках: без учета ползучести и с ее учетом. Для верификации были использованы результаты работы [4], в которой рассматривалась КЭ-модель в термоэлектрической постановке без учета механических деформаций. В указанной модели радиус контакта шейки задавался по результатам эксперимента и не изменялся на протяжении всего расчета.

Далее приведены графики зависимости температуры материала шейки от времени при спекании для трех экспериментов, различающихся начальным напряжением на обкладках конденсатора: 2, 3 и 5 В (рис. 3). Видно, что при начальном напряжении на обкладках конденсатора 2 В учет ползучести не оказывает влияния на изменение температуры.

В дополнение к этому было проведено сравнение диаметров шейки спекания для расчетных вариантов, учитывающих и не учитывающих ползучесть ее материала, в случаях с разным начальным напряжением на обкладках конденсатора (табл. 2). В математической модели за диаметр шейки принимался максимальный диаметр контакта между сферическими частицами.

Анализ данных табл. 2 приводит к заключению, что для высоких значений начального напряжения на обкладках конденсатора (3 и 5 В) учет ползучести позволяет уточнить диаметр шейки и приблизиться к экспериментальным данным, тогда как величина ползучести практически не влияет на рост шейки при низкой температуре.

При этом влияние ползучести при высоком значении температуры обеспечивает большую область контакта между частицами, а, следовательно, пиковая температура получается ниже. Такой результат согласуется с зависимостями, показанными на рис. 4.

Существенные различия между результатами моделирования и экспериментальными данными можно объяснить усилением влияния других факторов формирования межчастичной шейки, например, явлениями поверхностной и зернограничной диффузии, которые могут развиваться при высоких напряжениях конденсатора, а следовательно, при

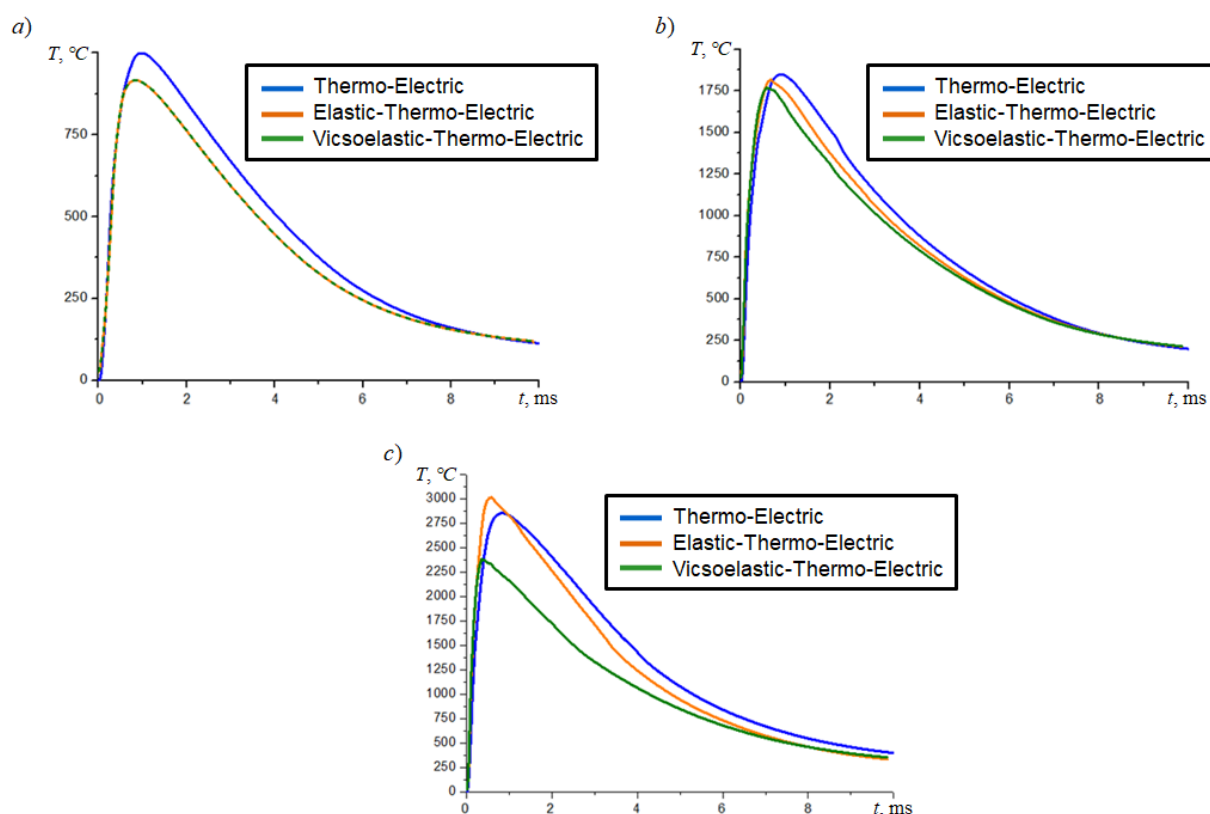


Рис. 3. Сравнение температурной динамики в межчастичной шейке при начальных напряжениях на обкладках конденсатора 2 В (а) 3 В (б) и 5 В (с), полученной в двух термоэлектромеханических постановках и сопоставленной с термоэлектрической постановкой (синие кривые) [4]

Таблица 2

Сравнение значений диаметра межчастичной шейки искрового плазменного спекания, полученных экспериментально и методом КЭМ

Метод	Диаметр шейки, мкм			Отклонение, %		
	2 В $T = 258 \text{ К}$	3 В $T = 267 \text{ К}$		2 В $T = 258 \text{ К}$	3 В $T = 267 \text{ К}$	5 В $T = 267 \text{ К}$
		5 В				
Эксперимент	148	171	293	–		
КЭМ в упругой постановке	147	158	213	–0,7	–7,6	–27
КЭМ с учетом ползучести	147	164	227	–0,7	–4,1	–23

Примечания. 1. Представлены данные для трех значений начального напряжения на обкладках конденсатора и двух значений температуры. 2. Показаны отклонения расчетных результатов от эксперимента.

большем нагреве. К сожалению, на сегодня такие эффекты не реализованы в КЭ-пакете ANSYS.

Чтобы оценить влияние механизмов образования шейки, нами была рассмотрена зависимость пластических и ползучих деформаций от задаваемого напряжения на обкладках конденсатора (рис. 5). Анализ построенных зависимостей показывает, что при низких напряжениях конденсатора до разряда (что эквивалентно меньшему току, протекающему через

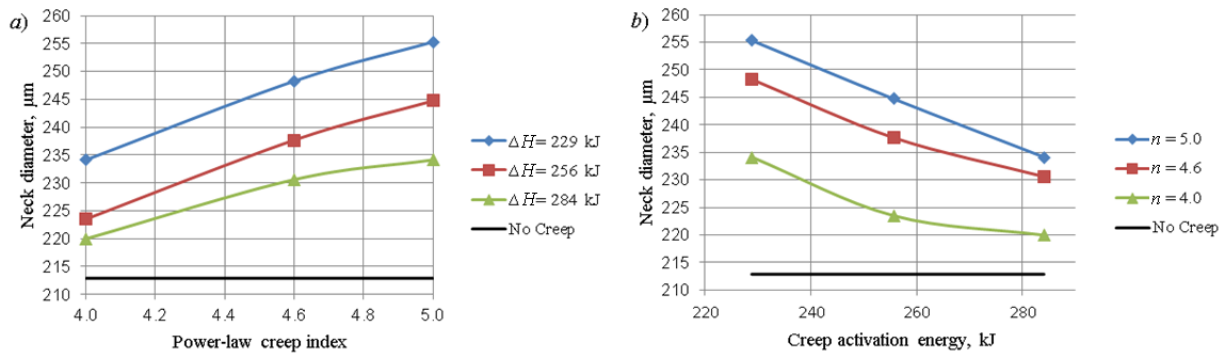


Рис. 4. Зависимости диаметра шейки от степенного показателя ползучести n (a) и энергии активации ползучести ΔH (b)

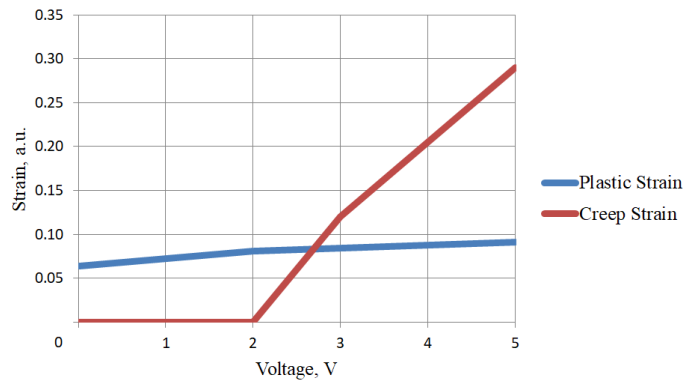


Рис. 5. Зависимости уровней пластических и ползучих деформаций в межчастичной шейке ИПС от напряжения на обкладках конденсатора

систему) основным механизмом формирования межчастичной шейки выступает пластичность, тогда как при более высоких напряжениях главным фактором влияния оказывается ползучесть.

В связи с существенным влиянием эффекта ползучести на процессы, происходящие при высоких значениях начального напряжения V на обкладках конденсатора, была проведена оценка влияния параметров закона ползучести Нортон на получаемый диаметр шейки спекания для одного из значений $V = 5$ В. Для этого был выбран следующий набор параметров закона Нортон для ползучести:

для степенного показателя ползучести n , помимо табличного значения $n = 4,6$ [17], брались значения $n = 5$ и 4 , соответствующие отклонениям на $+9$ и -13% .

для энергии активации ползучести ΔH , помимо табличного значения $\Delta H = 284$ кДж [17], рассматривались значения $\Delta H = 255,6$ и $228,9$ кДж, соответствующие отклонениям на 10 и 20% от исходного табличного значения.

Зависимости диаметра шейки от степенного показателя ползучести n и энергии активации ползучести ΔH показаны на рис. 4.

Помимо вышеизложенного, было оценено влияние предела текучести на получаемый размер шейки при заданных табличных значениях параметров ползучести $n = 4,6$ и $\Delta H = 284$ кДж [17]. Были взяты следующие значения указанного предела (в МПа): 160, 180, 200, 220 и 240. Полученная зависимость диаметра шейки спекания от предела текучести приведе-

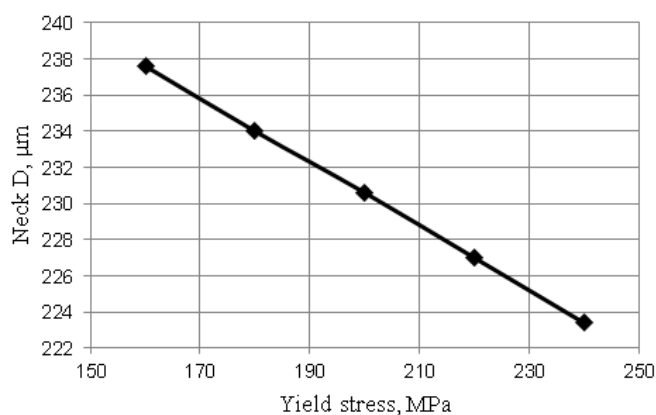


Рис. 6. Зависимость диаметра шейки спекания от предела текучести материала шарика

на на рис. 6. Видно, что характер построенной зависимости при заданных значениях параметров фактически является линейным.

Установлено, что увеличение степенного показателя на 9 % вызывает рост диаметра шейки на 3 %, а учет вклада деформаций ползучести – на 50 %. При этом его уменьшение на 13 % приводит к снижению диаметра шейки на 3,1 %. Далее, уменьшение энергии активации ползучести ΔH на 10 % приводит к увеличению диаметра шейки на 5 %, а учет вклада деформаций ползучести – на 75 %; уменьшение ΔH на 20 % приводит к увеличению диаметра шейки на 10 %, а учет вклада деформаций ползучести – на 150 %. Кроме того, увеличение предела текучести на 20 % приводит к уменьшению диаметра шейки на 3 %.

Представленные зависимости подтверждают наши выводы о преобладающем вкладе в процесс ИПС ползучих деформаций, по сравнению с влиянием деформаций пластичности.

Заключение

На основании полученных результатов можно утверждать, что для низких значений напряжения на обкладках конденсатора при проведении процесса искрового плазменного спекания удастся практически адекватно описать поведение спекаемых частиц, однако при задании более высоких значений напряжения оказывается, что рассматриваемые термоэлектромеханические представления о механизмах спекания микрочастиц недостаточны для достоверного моделирования указанного процесса.

Было установлено, что для высоких температур эффект ползучести в несколько раз превосходит влияние пластичности на процесс образования шейки спекания. При этом изменение параметров ползучести при моделировании также активно влияет на формирование шейки. Отклонение значения энергии активации ползучести от табличных величин всего на 10 % может привести к увеличению деформаций ползучести на 75 % и к увеличению диаметра шейки на 5 %.

Согласно сведениям, изложенным в монографии [18], помимо явления ползучести, важное влияние на процесс спекания оказывает механизм диффузии. В работах [19, 20] оценивается влияние высоких температур (свыше 1500 °С) на процессы зернограничной и поверхностной диффузии.

Учет данных механизмов шейкообразования, наряду с учетом ползучести и пластичности, может привести к достижению более точного согласия между результатами моделирования высокоамперного спекания и имеющимися экспериментальными данными.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Anselmi-Tamburini U., Garay J.E., Munir Z.A.** Fundamental investigations on the spark plasma sintering/synthesis process: III. Current effect on reactivity // *Materials Science and Engineering. A*. 2005. Vol. 407. No. 1–2. Pp. 24–30.
2. **Trapp J., Semenov A.S., Nöthe M., Wallmersperger T., Kieback B.** Fundamental principles of spark plasma sintering of metals: part III – densification by plasticity and creep deformation // *Powder Metallurgy*. 2020. Vol. 63. No. 5. Pp. 329–337.
3. **Wei Li.** Constitutive modeling and simulation of spark plasma sintering with applications to fabrication of functionally structured mono-carbides. Ph. D. thesis. San Diego, USA: University of California, 2013. 271 p.
4. **Semenov A.S., Trapp J., Nöthe M., Eberhardt O., Wallmersperger T., Kieback B.** Experimental and numerical analysis of the initial stage of field-assisted sintering of metals // *Journal of Materials Science*. 2017. Vol. 52. No. 3. Pp. 1486–1500.
5. **Semenov A.S., Trapp J., Nöthe M., Eberhardt O., Wallmersperger T., Kieback B.** Thermo-electro-mechanical modeling, simulation and experiments of field-assisted sintering // *Journal of Materials Science*. 2019. Vol. 54. No. 15. Pp. 10764–10783.
6. **Баринов В.Ю., Рогачев А.С., Вадченко С.Г., Московских Д.О., Колобов Ю.Р.** Искровое плазменное спекание изделий сложной формы с использованием квазистатического прессования // *Международный журнал прикладных и фундаментальных исследований*. 2016. № 1-3. С. 312–315.
7. **Григорьев Е.Г., Калинин Б.А.** Электроимпульсная технология формирования материалов из порошков. М.: Изд-во МИФИ, 2008. 152 с.
8. **Колеров О.К.** Особенности первичной рекристаллизации и ее роль при спекании металлических порошков // *Порошковая металлургия*. 1973. № 3. С. 18–22.
9. **Петрушина М.В., Погудо Е.Л., Чивель Ю.А.** Моделирование процесса спекания сферических порошков под действием импульсного лазерного излучения // *Теплофизика высоких температур*. 2006. Т. 44. № 1. С. 148–152.
10. **Mishra D.D., Agarwala V., Agarwala R.C.** Sintering behavior of mechanically alloyed Ti-48Al-2Nb aluminides // *Теплофизика высоких температур*. 2014. Т. 52. № 1. С. 65–71.
11. **Maniere C., Durand L., Weibel A., Estournes C.** Spark plasma sintering and finite element method: from the identification of the sintering parameters of a submicronic α -alumina powder to the development of complex shapes // *Acta Materialia*. 2016. Vol. 102. 1 January. Pp. 169–175.
12. **Munir Z.A., Anselmi-Tamburini U., Ohyanagi M.** The effect of electric field and pressure on the synthesis and consolidation of materials: a review of the spark plasma sintering method // *Journal of Materials Science*. 2006. Vol. 41. No. 3. Pp. 763–777.
13. **Olevsky E., Froyen L.** Constitutive modeling of spark-plasma sintering of conductive materials // *Scripta Materialia*. 2006. Vol. 55. No. 12. Pp. 1175–1178.
14. **Orru R., Licheri R., Locci A.M., Cincotti A., Cao G.** Consolidation/synthesis of materials by electric current activated/assisted sintering // *Materials Science and Engineering. R: Reports*. 2009. Vol. 63. No. 4–6. Pp. 127–287.
15. **Allen J., Walter C.** Numerical simulation of the temperature and stress field evolution applied to the field assisted sintering technique // *ISRN Materials Science*. 2012. Vol. 2012. Article ID 698158. Pp. 1–9.
16. **Зиновьев В.Е.** Теплофизические свойства металлов при высоких температурах. М.: Металлургия, 1989. 384 с.
17. **Фрост Г.Дж., Эшби М.Ф.** Карты механизмов деформации. Пер. с англ. Челябинск: Металлургия, 1989. 328 с.
18. **Kang S.-J.L.** Sintering: densification, grain growth and microstructure. Oxford: Elsevier Butterworth-Heinemann, 2005. 265 p.

19. **Борисенко В.А., Семенов А.С.** Исследование деформирования межчастичной шейки металлических микрочастиц путем диффузии // Неделя науки СПбПУ. Материалы научной конференции с международным участием. Институт прикладной математики и механики. 13–19 ноября 2017 г., СПб.: Изд-во Политехн. ун-та, 2017. С. 103–105.

20. **Борисенко В.А., Семенов А.С.** Моделирование процесса роста шейки между двумя сферическими частицами при спекании // Неделя науки СПбПУ. Материалы научной конференции с международным участием. Институт прикладной математики и механики. 19–24 ноября 2018 г., СПб.: Изд-во Политехн. ун-та, 2018. С. 80–83.

Статья поступила в редакцию 13.04.2021, принята к публикации 18.06.2021.

СВЕДЕНИЯ ОБ АВТОРАХ

БОРИСЕНКО Владислав Андреевич – инженер-исследователь Института передовых производственных технологий Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого, Санкт-Петербург, Российская Федерация.

195251, Российская Федерация, г. Санкт-Петербург, Политехническая ул., 29
vladborisenko1995@gmail.com

СЕМЕНОВ Артем Семенович – кандидат физико-математических наук, доцент Высшей школы механики и процессов управления, заведующий кафедрой сопротивления материалов Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого, Санкт-Петербург, Российская Федерация.

195251, Российская Федерация, г. Санкт-Петербург, Политехническая ул., 29
Semenov.Artem@gmail.com

ВАЛЬМЕРСПЕРГЕР Томас – доктор технических наук, профессор Технического университета Дрездена, г. Дрезден, Саксония, Германия.

01062, Германия, г. Дрезден
servicecenter.studium@tu-dresden.de

REFERENCES

1. **Anselmi-Tamburini U., Garay J.E., Munir Z.A.**, Fundamental investigations on the spark plasma sintering/synthesis process: III. Current effect on reactivity, Mater. Sci. Eng. A. 407 (1–2) (2005) 24–30.

2. **Trapp J., Semenov A.S., Nöthe M., et al.**, Fundamental principles of spark plasma sintering of metals: part III – densification by plasticity and creep deformation, Powder Metallurgy. 63 (5) (2020) 329–337.

3. **Wei Li**, Constitutive modeling and simulation of spark plasma sintering with applications to fabrication of functionally structured mono-carbides, Ph. D. thesis, University of California, San Diego, USA, 2013.

4. **Semenov A.S., Trapp J., Nöthe M., et al.**, Experimental and numerical analysis of the initial stage of field-assisted sintering of metals, J. Mater. Sci. 52 (3) (2017) 1486–1500.

5. **Semenov A.S., Trapp J., Nöthe M., et al.**, Thermo-electro-mechanical modeling, simulation and experiments of field-assisted sintering, J. Mater. Sci. 54 (15) (2019) 10764–10783.

6. **Barinov V.Yu., Rogachev A.S., Vadchenko S.G., et al.**, Iskrovoye plazmennoye spekaniye izdeliy slozhnoy formy s ispolzovaniyem kvaziistaticheskogo pressovaniya [Spark plasma sintering of complex-shaped products using quasi-static pressing], Mezhdunarodnyy zhurnal prikladnykh i fundamentalnykh issledovaniy [International Journal of Applied and Fundamental Research]. (1-3) (2016) 312–315 (in Russian).

7. **Grigoryev E.G., Kalin B.A.**, Elektroimpulsnaya tekhnologiya formirovaniya materialov iz poroshkov [Spark-discharge technology of material forming from powders], Moscow Engineering and Physical Institute (MEPhI), Moscow, 2008 (in Russian).
8. **Kolerov O.K.**, Characteristics of primary recrystallization and its role in the sintering of metal powders, Soviet Powder Metallurgy and Metal Ceramics. 12 (3) (1973) 192–195.
9. **Petrushina M.V., Pogudo E.L., Chivel Yu.A.**, Simulation of the process of sintering of spherical powders under the effect of pulsed laser radiation, High Temperature. 44 (1) (2006) 151–155.
10. **Mishra D.D., Agarwala V., Agarwala R.C.** Sintering behavior of mechanically alloyed Ti-48Al-2Nb aluminides, High Temperature. 52 (1) (2014) 65–71.
11. **Maniere C., Durand L., Weibel A., Estournes C.**, Spark plasma sintering and finite element method: from the identification of the sintering parameters of a submicronic α -alumina powder to the development of complex shapes, Acta Materialia. 102 (1 January) (2016) 169–175.
12. **Munir Z.A., Anselmi-Tamburini U., Ohyanagi M.**, The effect of electric field and pressure on the synthesis and consolidation of materials: a review of the spark plasma sintering method, J. Mater. Sci. 41 (3) (2006) 763–777.
13. **Olevsky E., Froyen L.**, Constitutive modeling of spark-plasma sintering of conductive materials, Scripta Materialia. 55 (12) (2006) 1175–1178.
14. **Orru R., Licheri R., Locci A.M., et al.**, Consolidation/synthesis of materials by electric current activated/assisted sintering, Mater. Sci. Eng. R: Reports. 63 (4–6) (2009) 127–287.
15. **Allen J., Walter C.**, Numerical simulation of the temperature and stress field evolution applied to the field assisted sintering technique, ISRN Mater. Sci. 2012 (2012) ID 698158. 1–9.
16. **Zinoviev V.E.**, Teplofizicheskiye svoystva metallov pri vysokikh temperaturakh [Thermophysical properties of metals at high temperatures (Handbook)], Metalurgia, Moscow, 1989 (in Russian).
17. **Frost H.J., Ashby M.F.**, Deformation-mechanism maps: the plasticity and creep of metals and ceramics, Pergamon Press, Oxford [Oxfordshire], New York, 1982.
18. **Kang S.-J. L.**, Sintering: densification, grain growth and microstructure, Elsevier Butterworth-Heinemann, 2005.
19. **Borisenko V.A., Semenov A.S.**, Issledovaniye deformirovaniya mezhchastichnoy sheyki metallicheskikh mikrochastits putem diffuzii [Studies in straining the interparticle neck of metal microparticles through diffusion], SPbPU Science Week, Materials of Scientific Conference with International Participation, November 13–19, 2017, Institute of Applied Mathematics and Mechanics, Polytechnical Institute Publishing, St. Petersburg (2017) 103–105 (in Russian).
20. **Borisenko V.A., Semenov A.S.**, Modelirovaniye protsessa rosta sheyki mezhdum dvumya sfericheskimi chastitsami pri spekanii [Simulation of the process of a neck growth between two spherical particles during sintering], SPbPU Science Week, Materials of Scientific Conference with International Participation, November 19–24, 2018, Institute of Applied Mathematics and Mechanics, Polytechnical Institute Publishing, St. Petersburg (2018) 80–83 (in Russian).

Received 13.04.2021, accepted 18.06.2021.

THE AUTHORS

BORISENKO Vladislav A.

Peter the Great St. Petersburg Polytechnic University

29 Politechnicheskaya St., St. Petersburg, 195251, Russian Federation

vladborisenko1995@gmail.com

SEMENOV Artem S.

Peter the Great St. Petersburg Polytechnic University

29 Politechnicheskaya St., St. Petersburg, 195251, Russian Federation

Semenov.Artem@gmail.com

WALLMERSPERGER Thomas

Dresden University of Technology

3c, George-Bähr-Straße, Dresden, 01069, Saxony, Germany

servicecenter.studium@tu-dresden.de