

Р. А. Рзаев¹, Л. М. Гуревич², И. М. Державин¹, Д. И. Меркулов¹

**КОМПЬЮТЕРНОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ ТЕМПЕРАТУРНЫХ ПОЛЕЙ
В СВАРНОМ ШВЕ ПРИ ИЗМЕНЕНИИ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ ПАРАМЕТРОВ
СВАРКИ ТРЕНИЕМ С ПЕРЕМЕШИВАНИЕМ АЛЮМИНИЯ И МЕДИ***

¹ Астраханский государственный университет

² Волгоградский государственный технический университет

e-mail: radmir.82@mail.ru

В статье рассматривается численное моделирование температурных полей при сварке трением с перемешиванием (СТП) алюминия АД1 и меди М1 с использованием термомеханической трехмерной модели конечных элементов, основанной на подходе связанного Эйлера–Лагранжа (CEL).

В работе моделируется и экспериментально верифицируется влияние параметров СТП на распределение и пиковые значения температуры в зонах сварного шва. Максимальные значения температуры наблюдались на медной стороне, что вызвано высокими теплофизическими свойствами меди (в первую очередь, температурой плавления) по сравнению с алюминием. Повышение скорости вращения сварочного инструмента от 800 об/мин до 1000 об/мин приводит к увеличению пиковой температуры от 492 °С (800 об/мин) до 692 °С со стороны медной пластины (1000 об/мин). Максимальное расхождение между расчетными и экспериментальными кривыми температуры не превышает 9 %, что является вполне приемлемым для оценки температурного поля.

Ключевые слова: сварка трением с перемешиванием, компьютерное моделирование, разнородные соединения, алюминий, медь

R. A. Rzaev¹, L. M. Gurevich², I. M. Derzhavin¹, D. I. Merkulov¹

COMPUTER SIMULATION OF TEMPERATURE FIELDS IN A WELD WITH CHANGING TECHNOLOGICAL PARAMETERS OF FRICTION STIR WELDING OF ALUMINUM AND COPPER

¹ Astrakhan State University

² Volgograd State Technical University

This paper discusses numerical modeling of temperature fields in friction stir welding (FSW) of aluminum (AD1) and copper (M1). A three-dimensional thermomechanical finite element model based on the coupled Euler-Lagrange (CEL) approach is used.

The paper models and experimentally confirms the influence of FSW parameters on the distribution and peak temperature values in weld zones. The maximum temperature values are observed on the copper side. This is due to the high thermophysical properties of copper compared to aluminum. Changing the rotation speed of the welding tool from 800 rpm to 1000 rpm leads to an increase in the peak temperature from 492 °C (800 rpm) to 692 °C on the side of the copper plate (1000 rpm). The maximum discrepancy between the calculated and experimental temperature curves does not exceed 9%, which is quite acceptable for assessing the temperature field.

Keywords: friction stir welding, computer simulation, dissimilar joints, aluminum, copper

Важность математическое моделирование процессов при СТП связана с возможностью детально изучить сложное поведение материала, происходящее во время высокоскоростного процесса. Технологические этапы СТП представляет собой мультифизическую проблему, связанную с высокой деформацией материала и тепловым потоком [1–4]. Во время СТП на распределение температуры, течение материала и образование дефектов большое влияние оказывают параметры сварки, геометрия инструмента и конструктивные элементы сварного соединения [5–7].

Существуют различные подходы к моделированию с использованием метода конечных элементов (МКЭ) распределения температуры и материала в процессе СТП: подходы Эйлера или Лагранжа, гидродинамика более гладких

частиц (SPH), объединенные методы Эйлера и Лагранжа (CEL), произвольные методы Лагранжа и Эйлера (ALE) для моделирования термомеханического поведения свариваемых материалов в процессе СТП [8, 9].

Методика проведения эксперимента и моделирования

При подходе CEL лагранжевый корпус инструмента может погружаться в эйлеровую заготовку на границе раздела инструмент-заготовка без искажения сетки. Поскольку материал течет через эйлерову область, требования к мелкой сетке в области деформации можно избежать. Эйлерова область разделена на область заготовки и пустоту, чтобы удерживать поток материала из области заготовки (рис. 1) и проследить образование грата [10].

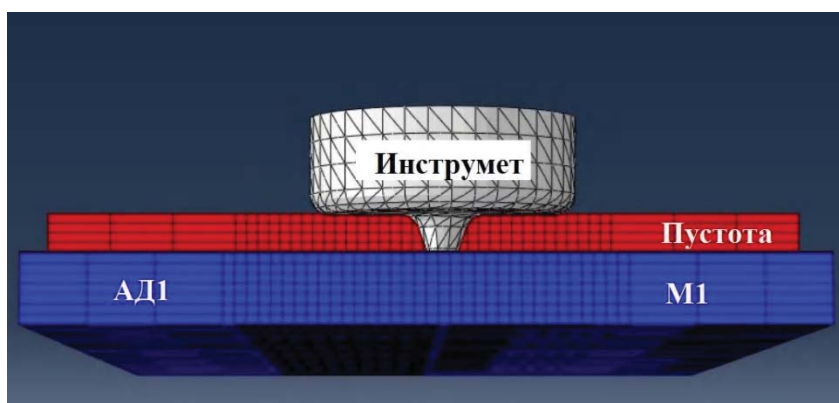


Рис. 1. Сборка лагранжевого инструмента и эйлеровой заготовки

Для моделирования температурного распределения и перемещения свариваемого металла был предложен сварочный инструмент (СИ) в виде лагранжевого тела без острых уг-

лов пина и заплечика (рис. 2). Диаметр заплечика 14 мм, диаметр пина и длина соответственно 3 мм и 2,89 мм. Эйлерова деталь имеет габаритные размеры 400 × 40 × 7 мм³.

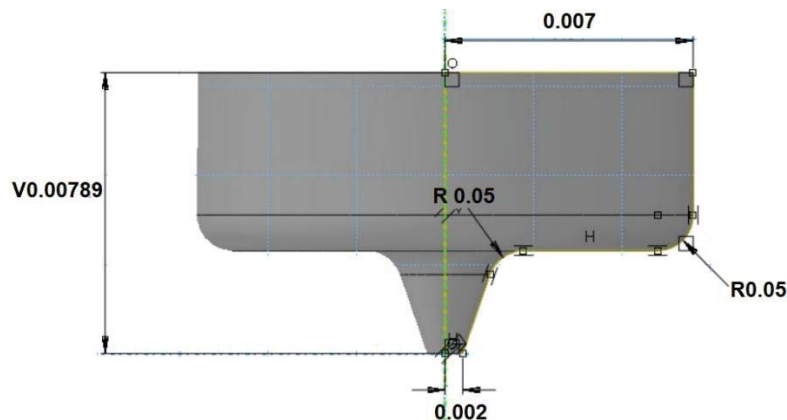


Рис. 2. Чертеж лагранжевого инструмента

По литературным источникам при моделировании СТП игнорируется теплообмен между СИ и заготовкой, рассматривая инструмент как абсолютно твердое тело. На границу лагранжевого тела действует величина давления, полученная в результате решения уравнений Эйлера [11].

Чтобы визуализировать поток материала, для отслеживания положения материала использовался алгоритм межфазной реконструкции на основе объема жидкости, называемый эйлеровой объемной долей (ЭОД). Переменные решения из члена Лагранжа корректируются с учетом потока материала с помощью алгоритма транспортировки [12, 13]. С целью учета пластического деформирования элементов материала использовалась эмпирическая модель

пластичности Джонсона – Кука (ДК), которая учитывала кинематическое упрочнение, эффекты изотропного упрочнения, адиабатический разогрев деформируемого металла и изменение температуры [14]. В данной модели предел текучести определялся следующей формулой:

$$\bar{\sigma}_s = [A + B\bar{\varepsilon}^n] \left[1 + C \ln \left(\frac{\dot{\bar{\varepsilon}}}{\dot{\varepsilon}_0} \right) \right] \left[1 - \left(\frac{T - T_r}{T_m - T_r} \right)^m \right], \quad (1)$$

где m – коэффициент термического размягчения, $\dot{\bar{\varepsilon}}$ и $\dot{\varepsilon}_0$ – эффективная пластическая деформация и скорость деформации, A , B , C являются константами, n – показатель наклепа, T_r и T_m – комнатная температура и температура плавления соответственно. Значения параметров модели уравнения пластичности ДК представлены в табл. 1.

Таблица 1

Значения параметров модели пластичности ДК для алюминия, меди и стали [0, 0]

Материал	A, МПа	B, МПа	C	m	n	$\dot{\varepsilon}_0$	T_r (°C)	T_m (°C)
Алюминий АД1	60	6,4	0,001	0,859	0,62	1	25	620
Медь М1	90	292	0,025	1,09	0,31	1	25	1083
Сталь	410	280	0,03	1,1	0,47	1	25	1538

Для упрощения расчетов математической модели было решено использовать независимые от температуры значения теплофизических свойств алюминия и меди, стали (табл. 2).

Процесс СТП алюминия и меди при моделировании состоял из трех этапов. Первый шаг – ввод СИ в заготовку 3 мм с постоянной скоростью за 0,1 с. Поскольку длина пина 2,89 мм, то глубина погружения заплечика 0,11 мм в образцы. Второй этап (прогрев свариваемых металлов) – вращение с угловой скоростью от 800 до 1000 об/мин без линейного перемещения в течение 0,2 с.

Третий шаг – сварка при скорости вращения СИ от 800 до 1000 об/мин и скорости перемещения от 25 мм/мин до 63 мм/мин в течение 50 с.

Поскольку эйлерова сетка является жесткой, ограничения скорости были применены как к нижнему, так и к боковым краям, чтобы предотвратить выход материала из эйлерова объема. В области системы СТП эйлерова заготовка закрепляется по осям x , y и z , а лагранжевому инструменту прикладываются вращательные и поступательные граничные условия, как показано на рис. 3.

Таблица 2

Теплофизические свойства свариваемых материалов [0, 0]

Теплофизические величины	АД1	М1	Сталь
Плотность, ρ (кг/м ³)	2690	8930	7800
Удельная теплоемкость, c (Дж/кг·К)	880	390	460
Удельная теплота плавления, λ (кДж/кг)	390	205	270
Теплопроводность, χ (Вт/м·К)	135	398.6	74.4
Коэффициент расширения металла, α (1/°C)	2.3×10^{-5}	1.67×10^{-5}	1.2×10^{-5}
Модуль упругости, E (ГПа)	70	136,2	210
Коэффициент Пуассона	0.33	0.343	0,3

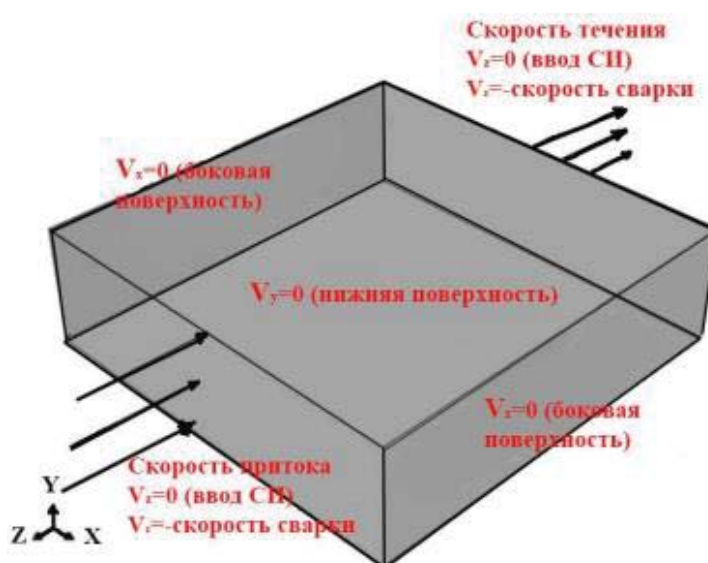


Рис. 3. Граничные условия поверхностей эйлерового тела

Понимание расчетов приращения времени посредством массового масштабирования помогает сократить общее время, необходимое для конвергентного решения, не влияя на качество результатов. Массовое масштабирование позволяет дискретизировать область решения на несколько небольших элементов [17]. Взаимодействие инструмента и материала в процессе СТП представлено соотношением кинетической энергии (КЭ) к внутренней энергии (ВЭ). В квазистатической системе масштабный коэффициент массы (МКМ) системы обычно приемлем, если это соотношение ниже 10 % [8]. При этом масса элементов искусственно увеличивается для достижения большей эффективности вычислений, поскольку общее время вычислений является функцией плотности материала [18, 19]. Приращение плотности выражается как [20, 21]:

$$\rho' = k_p \times \rho, \quad (2)$$

где ρ' – фиктивная плотность; k_p – коэффициент масштабирования, влияющий во сколько примерно раз будет сокращено время расчета ($k_m > 1$). Коэффициент масштабирования теплоемкости k_c принимался равным коэффициенту масштабирования массы $k_p = 100$.

Теплопередача за счет проводимости между нижней поверхностью двух разнородных сплавов (рис. 4) и верхней поверхностью подложки рассматривалась путем присвоения высокого значения конвекции ($h_{conv} = 4000$ Вт/м²·°C) между ними. Для боковых и верхней поверхности двух материалов коэффициент теплообмена с окружающей средой ($h_{conv} = 25$ Вт/м²·°C) [0].

Разбиение на конечные элементы инструмента и свариваемые образцы представлены на рис. 5.

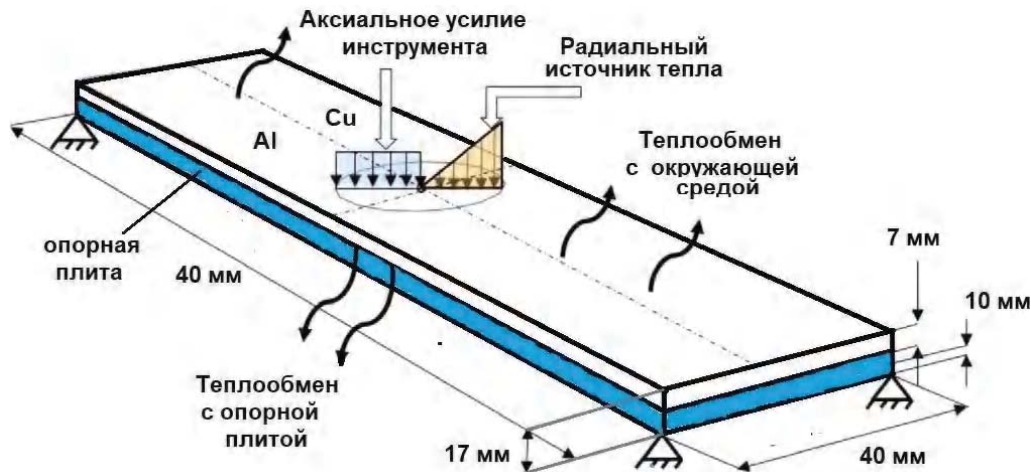


Рис. 4. Теплообмен поверхностей пластин с окружающей средой и опорной плитой

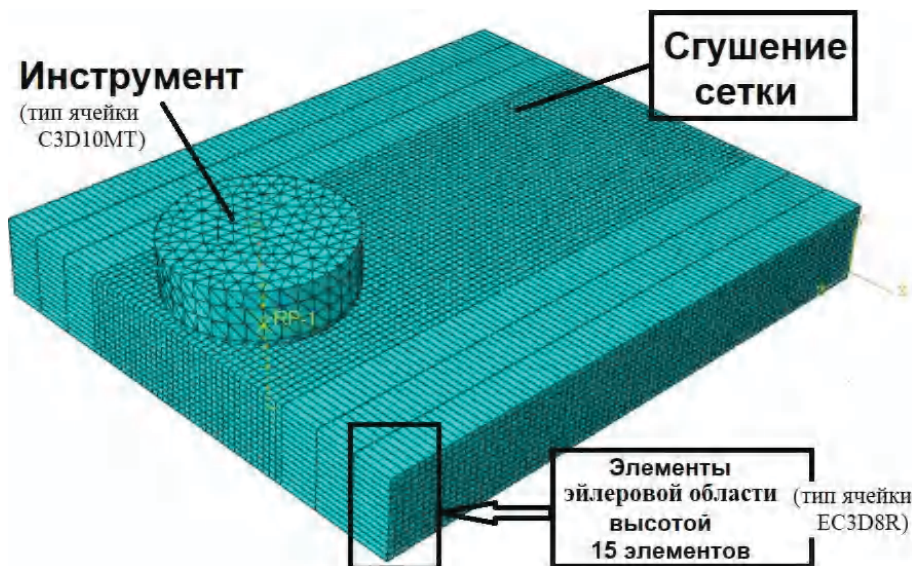


Рис. 5. Разбиение на элементы пластины и инструмента

Локальное сгущение сетки (рис. 5) вблизи центральной зоны пластин было установлено для обеспечения условий получения точных результатов при меньшем вычислительном времени. Для заготовок алюминия и меди использовались эйлеровы элементы с типами EC3D8RT. В зоне пустоты конечно-элементная сетка состоит из EC3D8R элементов, а для инструмента использован элемент C3D10MT, представляющий собой 4-узловой термосвязанный тетраэдр.

Результаты исследования и их обсуждение

Визуализация температурной динамики при СТП алюмо-медного соединения подтверждает

экспериментальные данные по измерению температуры в точках сварного шва. На рис. 6 представлена карта распределения температуры при сварке по срединной линии соприкосновения свариваемых образцов ($\delta = 0$ мм) в интервале частот вращения СИ 800–1000 об/мин со скоростью сварки 25 мм/мин.

Наибольшее значения пиковой температуры наблюдается на медной стороне. Это вызвано высокими теплофизическими свойствами меди по сравнению с алюминием. Изменение скорости вращения СИ от 800 об/мин до 1000 об/мин приводит к увеличению пиковой температуры от 492 °C (800 об/мин) до 692 °C со стороны медной пластины (1000 об/мин).

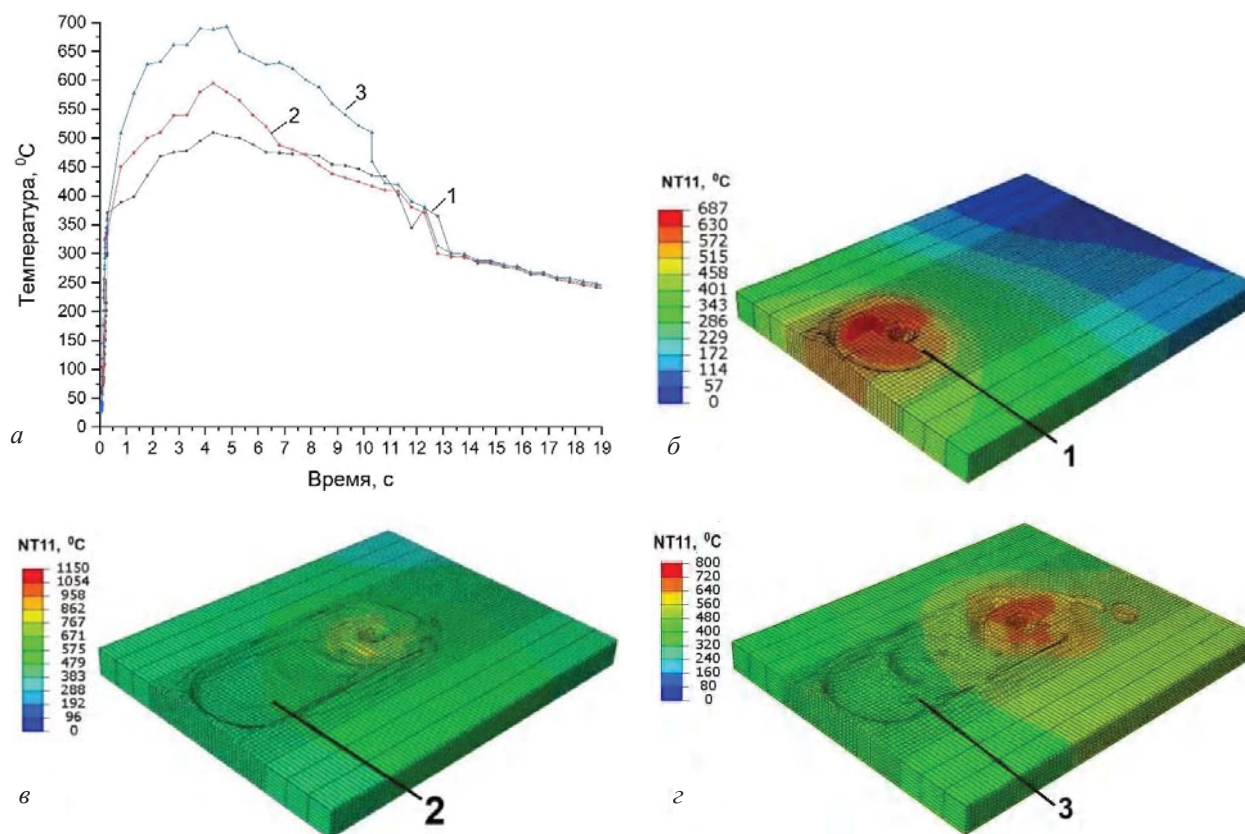


Рис. 6. Зависимость узловой температуры (NT11) от частоты вращения инструмента ($v = 25$ мм/мин, $\alpha = 3^\circ$, смещение СИ на 1 мм медь) при СТП алюминиевых и медных пластин (а); распределение температуры на поверхности образца: б – 800 об/мин, в – 900 об/мин, г – 1000 об/мин

На рисунке 7 представлены температурные динамики для точек, находящихся на расстоя-

ние 4 мм от места ввода инструмента на медь и алюминии ($\omega = 900$ об/мин, $v = 25$ мм/мин, 3°).

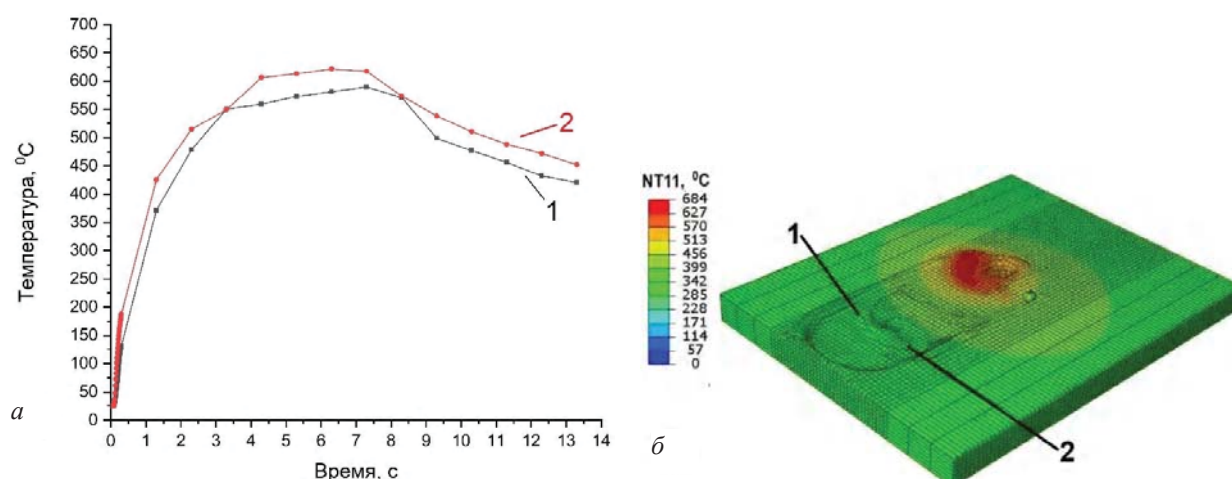


Рис. 7. Зависимость температуры (а) от времени ($\omega = 900$ об/мин, $v = 25$ мм/мин, по срединной линии, $\alpha = 3^\circ$) и узловая температура (TNT11) поверхности образца (б): 1 – точка на 4 мм от места ввода СИ на алюминии, 2 – точка на 4 мм от места ввода СИ на медь

Температура теплового потока на наступающей стороне выше, что приводит к более высоким (на $50\text{--}70^\circ\text{C}$) температурам в этой области (рис. 7). Эта разница температур вызвана вектором тангенциальной скорости, который

совпадает с направлением вектором скорости на стороне продвижения и противоположно на стороне отступления. Как можно видеть, самые высокие температуры, получены на наступающей стороне до 642°C .

Для получения швов с высокими механическими свойствами необходимо достижения зон сварного соединения температуры пластического или сверхпластического состояния (СПС). Смещение инструмента на медь позволяет получить температуры свариваемых материалов до сверхпластичности.

Карта температурной динамики режима СТП со скоростью вращения 900 об/мин и скорости сварки $v = 25$ мм/мин при смещении на медь $\delta = +1$ мм представлена на рис. 8.

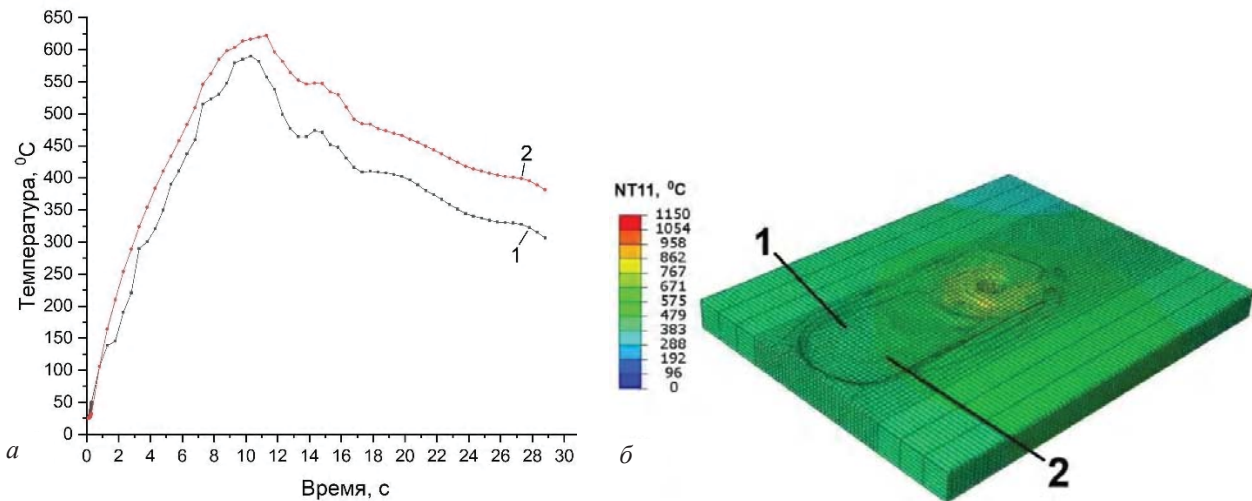


Рис. 8. Зависимость температуры от времени (а) при СТП ($\omega=900$ об/мин, $v = 25$ мм/мин, смещение на медь $\delta=+1$ мм, вращение по часовой стрелке) и узловая температура (NT11) поверхности свариваемого образца (б): 1 – точка на 4 мм от места ввода СИ на алюминии, 2 – точка на 4 мм от места ввода СИ на медь

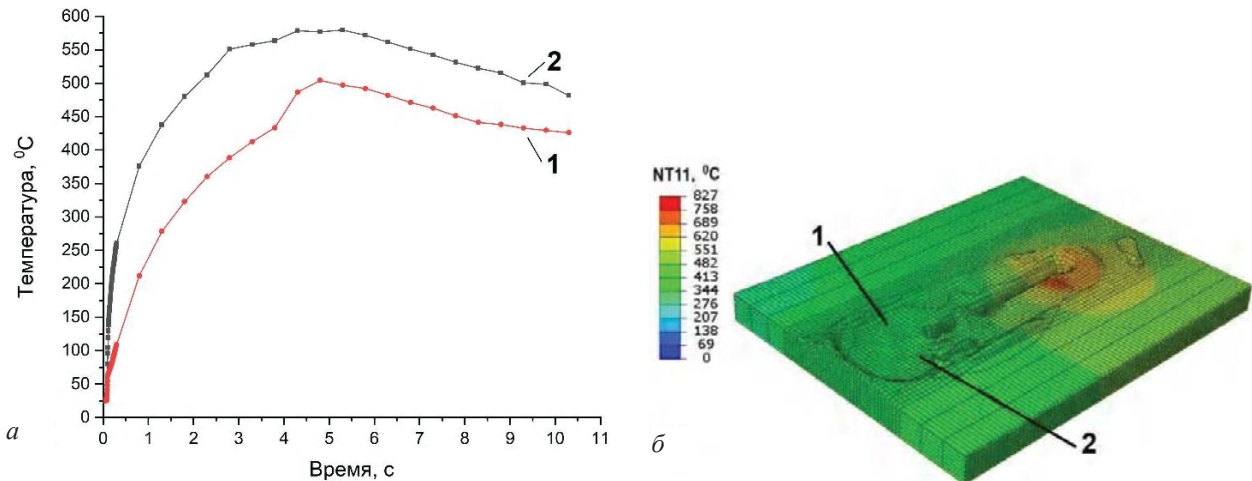


Рис. 9. Зависимость температуры от времени при СТП ($\omega=900$ об/мин, $v = 25$ мм/мин, смещение на медь $\delta=+1$ мм, медь на отступающей стороне): 1 – точка на 4 мм от места ввода СИ на алюминии, 2 – точка на 4 мм от места ввода СИ на медь

При вращении СИ по (рис. 8) и против часовой стрелки (рис. 9), где медь находится на отступающей стороне, разность температур составляет 90 °C. Алюминий не заполняет сварной шов, так как он не достигает температуры перехода в СПС. Куски меди распределяются

На рис. 8 мы наблюдаем в точке 2 пиковую температуру равной 620 °C, а алюминии в точке 1 достигает значения 580 °C. Это говорит о том, что свариваемые материалы достигли перехода в СПС.

Изменение направления вращения инструмента против часовой стрелки, когда медь оказывается на отступающей стороне, приводит к недостаточному прогреву поверхности пластины и сварного соединения (рис. 9).

по поверхности сварного соединения и выделяют накопленную теплоту во внешнюю среду, что понижает температуру шва.

При изменении положения инструмента относительно линии соприкосновения смещение $\delta=+1$ мм на медь и $\delta=-1$ мм алюминии наблю-

даются изменения пиковой температуры в зоне ядре и зоне перемешивания (рис. 10).

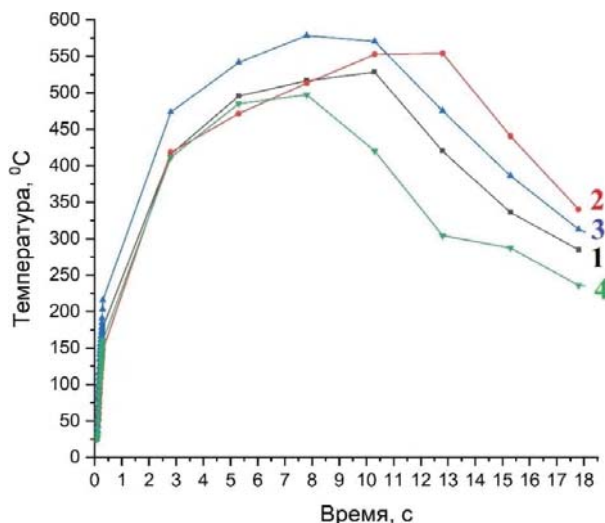


Рис. 10. Зависимость температуры (α) от смещения СИ ($\omega=900$ об/мин, $v=25$ мм/мин, $\alpha=3^\circ$): точка 1 и 2 – смещение 1 мм на алюминии, точка 3 и 4 – смещение 1 мм на медь

Исследуя кривые температуры в точках 2 и 4 (рис. 10), которые находятся на расстоянии 4 мм от ввода СИ, установили, что максимальная температура составила 552°C и уменьшается на 12,5 % при смещении на медную пластину. Измерение пиковых температур на медном образце в точке 1 ($\delta = -1$ мм алюминии) показало 520°C , для точки 3 ($\delta = +1$ мм на медь) происходит увеличение до 580°C . Разность температур ЗТДВ при смещениях составляет 60°C .

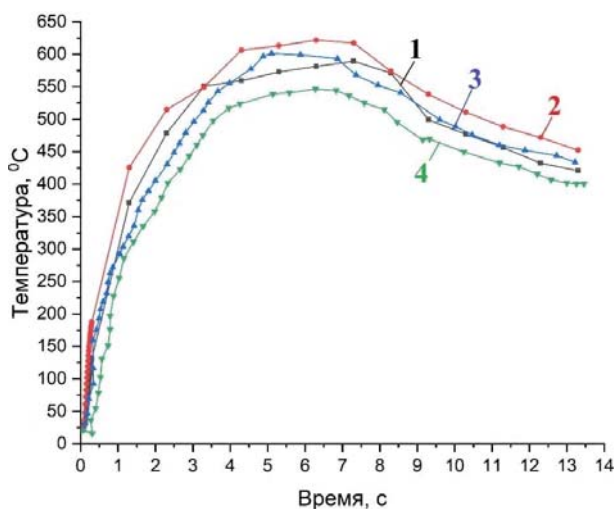


Рис. 11. Зависимость температуры в сварном соединении от времени ($\omega = 900$ об/мин, $v = 25$ мм/мин, $\alpha = 3^\circ$, смещение на медь $\delta = +1$ мм): 1 и 2 – кривые температуры, полученные при моделировании; 3 и 4 – экспериментально данные

Численные результаты температуры, полученные при моделировании и показаны на рис. 6–10, сравнивались с экспериментальными данными по измерению температуры заготовки методом термопар на расстояние 4 мм от места ввода СИ (рис. 11).

Расчетные и экспериментальные температуры отличаются максимально на 39°C для медной стороны, а для алюминия на 67°C в случае точки, находящейся на 4 мм от места ввода инструмента. Максимальное расхождение между расчетными и экспериментальными кривыми температуры не превышает 9 %, что является вполне приемлемым для оценки температурного поля.

Выводы

Трехмерное моделирование термоциклов при СТП алюминия и меди с помощью МКЭ, основанное на формулировке CEL, с использованием законов трения Кулона и пластического деформирования Джонсона – Кука показало, что изменение скорости вращения СИ от 800 об/мин до 1000 об/мин приводит к увеличению пиковой температуры от 492°C (800 об/мин) до 692°C со стороны медной пластины (1000 об/мин).

Максимальное расхождение между расчетными и экспериментальными кривыми температуры не превышает 9 %, что является вполне приемлемым для оценки температурного поля.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. Turkan M., Karakas U. Two different finite element models investigation of the plunge stage in joining AZ31B magnesium alloy with friction stir welding// SN Applied Sciences. – 2021. – № 3(165).
2. Choudhary A.K., Jain R. Influence of stir zone temperature and axial force on defect formation and their effect on weld efficiency during friction stir welding of AA1100: A simulation and experimental investigation// Materials Today Communications. – 2023. – Volume 37. – 107413.
3. Salloomi K. N., Al-Sumaidae S. Coupled Eulerian-Lagrangian prediction of thermal and residual stress environments in dissimilar friction stir welding of aluminum alloys// Journal of Advanced Joining Processes. – 2021. – № 3, 100052.
4. Khan N.Z., Siddiquee A.N., Khan Z.A., Shihab S.K. Investigations on tunneling and kissing bond defects in FSW joints for dissimilar aluminum alloys// J. Alloy. Compd. – 2015. – № 648. – pp. 360–367.
5. Al-Badour F., Merah N., Shuaib A., A. Bazoune. Coupled Eulerian Lagrangian finite element modeling of friction stir welding processes// J. Mater. Process. Technol. – 2013. – № 213. – pp. 1433–1439.
6. Chaudhary A., Kumar Dev A., Goel A., Butola R., Ranganath, M.S. The mechanical properties of different alloys in friction stir processing: a// Review, Mater. Today Proc. – 2018. – № 5. – pp. 5553–5562.
7. Kashaev N., Ventzke V., Çam, G. Prospects of laser beam welding and friction stir welding processes for alumi-

num airframe structural applications// J. Manuf. Process. – 2018. – № 36. – pp. 571–600.

8. *Meyghani B., Awang M.B., Wu C.S.* Thermal analysis of friction stir processing (FSP) using arbitrary Lagrangian-Eulerian (ALE) and smoothed particle hydrodynamics (SPH) meshing techniques// Mater. Werkst. – 2020. – № 51. – pp. 550–557.

9. *Bagheri B., Abbasi M., Abdolazadeh A., Kokabi A.H.* Numerical analysis of cooling and joining speed effects on friction stir welding by smoothed particle hydrodynamics (SPH)// Arch. Appl. Mech. – 2020. – № 90. – pp. 2275–2296.

10. *Fraser K., St-Georges L., Kiss L.I.* Prediction of defects in a friction stir welded joint using the smoothed particle hydrodynamics method// Proc. 7-th Asia Pac. IIW Inter. Cong. – 2013. – pp. 474–479.

11. *Guerdoux S., Fourment L.* Error estimation and accurate mapping based ALE formulation for 3D simulation of friction stir welding// AIP Conf. Proc. – 2007. – № 908. – pp. 185–190.

12. *Wang X., Gao Y., McDonnell M., Feng Z.* On the solid-state-bonding mechanism in friction stir welding// Extrem. Mech. Lett. – 2020. – № 37, 100727.

13. *Chauhan P., Jain R., Pal S.K., Singh S.B.* Modeling of defects in friction stir welding using coupled Eulerian and Lagrangian method// J. Manuf. Process. – 2018. – № 34. – pp. 158–166.

14. *Huang Y., Xie Y., Meng X., Li J., Zhou L.* Joint formation mechanism of high depth-to-width ratio friction stir welding// J. Mater. Sci. Technol. – 2019. – № 35. – pp. 1261–1269.

15. *Гуревич, Л. М.* Особенности поведения при растя-

жении слоистого титаноалюминиевого композита с осевыми эллиптическими отверстиями / Л. М. Гуревич, Ю. П. Трыков, В. М. Волчков, Р. Е. Новиков, А. А. Загребина // Известия ВолгГТУ : научный журнал № 5 (160) / ВолгГТУ. – Волгоград, 2015. – С. 96–99.

16. *Гуревич, Л. М.* Влияние пластического обжатия на поведение медно-стального несущего троса при нагружении / Л. М. Гуревич, В. Ф. Даненко, Р. Е. Новиков // Известия ВолгГТУ : научный журнал № 9 (219) / ВолгГТУ. – Волгоград, 2018. – С. 86–92.

17. *Memon S., Fydrych D., Fernandez A. C., Derazkola H. A., Derazkola H. A.* Effects of FSW tool plunge depth on properties of an Al-Mg-Si alloy T-Joint: Thermomechanical modeling and experimental evaluation// Materials. – 2021. – № 14. 4754.

18. *Zhu Z., Wang M., Zhang H., Zhang X., Yu T., Wu Z.* A finite element model to simulate defect formation during friction stir welding// Metals. – 2017. – № 7, 256.

19. *Turkan M., Karakas O.* Two different finite element models investigation of the plunge stage in joining AZ31B magnesium alloy with friction stir welding// SN Appl. Sci. – 2021. – № 3, 165.

20. *Lorrain O., Serri J., Favier V., Zahrouni H., Hadrouz M.* A contribution to a critical review of friction stir welding numerical simulation// J. Mech. Mater. Struct. – 2009. – № 4. – pp. 351–369.

21. *Zhu Y., Chen G., Chen Q., Zhang G., Shi Q.* Simulation of material plastic flow driven by non-uniform friction force during friction stir welding and related defect prediction// Mater. Des. – 2016. – № 108. – pp. 400–410.