

ВОПРОСЫ СВАРКИ И МЕТАЛЛОВЕДЕНИЯ

УДК 621.791.011: 621.791.015

DOI: 10.35211/1990-5297-2025-6-301-61-68

Р. А. Рзаев¹, Л. М. Гуревич², Р. Р. Нугманов¹

КОМПЬЮТЕРНОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ ТЕМПЕРАТУРНЫХ ПОЛЕЙ ПРИ ШОВНОЙ СВАРКЕ ТРЕНИЕМ С ПЕРЕМЕШИВАНИЕМ АЛЮМИНИЯ И МЕДИ

¹ Астраханский государственный университет

² Волгоградский государственный технический университет

e-mail: radmir.82@mail.ru, leongur@mail.ru

В статье рассматриваются результаты компьютерного моделирования температурных полей при шовной сварке трением с перемешиванием (СТП) соединений алюминия АД1 и меди М1 с использованием трехмерной конечно-элементной модели, основанной на подходе связанного Эйлера–Лагранжа (CEL).

В работе моделируется влияние параметров СТП на распределение и пиковые значения температуры в зонах сварного шва. Изменение скорости вращения инструмента от 700 до 1500 об/мин приводит к увеличению пиковой температуры от 391 °С при 800 об/мин до 546 °С на поверхности алюминиевой пластины при 1500 об/мин. Анализ полученных при моделировании поверхностей и срезов пластин показал, что при увеличении частоты вращения сварочного инструмента от 1100 об/мин до 1500 об/мин образуются поверхностные дефекты.

При скорости вращения 1000 об/мин максимальная температура сварного шва достигает температуры перехода в сверхпластическое состояние и образуется бездефектное шовное соединение.

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

R. A. Rzaev¹, L. M. Gurevich², R. R. Nugmanov¹

COMPUTER SIMULATION OF TEMPERATURE FIELDS IN FRICTION STIR SEAM WELDING OF ALUMINUM AND COPPER

¹ Astrakhan State University

² Volgograd State Technical University

The article discusses the results of computer modeling of temperature fields during seam friction stir seam welding (FSW) of AD1 aluminum and M1 copper joints using a three-dimensional finite element model based on the coupled Euler-Lagrange (CEL) approach.

In this paper, the effect of FSW parameters on the distribution and peak temperature values in the lap weld zones are modeled. A change in tool speed from 600 rpm to 1500 rpm leads to an increase in peak temperature from 391 °C (800 rpm) to 546 °C at the surface of the aluminum plate (1500 rpm). Examination of the modeled surfaces and plate slices showed that when the welding tool speed increases from 1100 rpm to 1500 rpm, the formation of surface defects occurs.

At a rotation speed of 1000 rpm the maximum temperature of the weld reaches the temperature of transition to the plastic state and a defect-free lap joint is formed.

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

Сварные соединения разнородных металлов (медь и алюминий), обладающих высокими электрическими и механическими свойствами, могут применяться в энергетической и аэрокосмической промышленности [1, 2]. Однако получение соединений меди с алюминием с помощью сварки плавлением затруднено по

следующим причинам: различия в теплофизических свойствах материалов, формирования остаточных напряжений и образования хрупких интерметаллидных соединений [3, 4]

Сварка в твердофазном состоянии является одним из часто используемых процессов получения неразъемных соединений алюминия с дру-

гими металлами при температурах в интервале 0,75–0,9 от температуры его плавления. Одним из этих способов соединения является сварка трением с перемешиванием (СТП), которая может успешно сваривать разнородные металлов, в том числе аналогов, получаемых шовной контактной сваркой соединений меди с алюминием [2–7]. Показатели механической прочности у качественного сварного соединения обычно соответствуют характеристикам алюминия.

Моделирование распределение температур в металлах при СТП является полезным инструментом для оптимизации параметров шовной сварки соединений и улучшения понимания процессов, определяющих тепловыделение и перемещение металлов [8]. Знания о процессе, предоставляемые результатами компьютерного моделирования, сложно получить при натурном эксперименте. Например, из-за сильной деформации металла в зоне термомеханического влияния (ЗТДВ) и ядра сварного шва (ЯСШ) сложно разместить термопары, и, следовательно, экспериментально измерить пиковую температуру во время процесса СТП. Для этой цели исследователи пытаются предсказать температуру во время СТП, используя компьютерные модели и улучшая их возможности за счет использования методов конечных элементов (FEM) [8–13].

Целью работы является изучение влияния параметра СТП на температурные поля при шовной сварке алюминия и меди методом СТП.

Методика проведения эксперимента и моделирования

При подходе СЕЛ 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 [14].

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 на лагранжев инструмент накладываются вращательные и поступательные граничные условия, как показано на рис. 1. Эйлерова деталь имеет габаритные размеры $400 \times 50 \times 10$ мм³. Толщина медной и алюминиевой пластин 3 мм.

Уставлено, что при СТП необходимо более твердый материал (медь) с меньшей пластичностью и более высокой температурой перехода в СПС располагать в нижней части СС (рис. 1). При движении СИ происходит перетекание материала из донной корневой части шва в верхнюю зону и в зону турбулентности (под заплечиком и в районе пина) вследствие действия аксиального давления, вращающегося пина СИ.

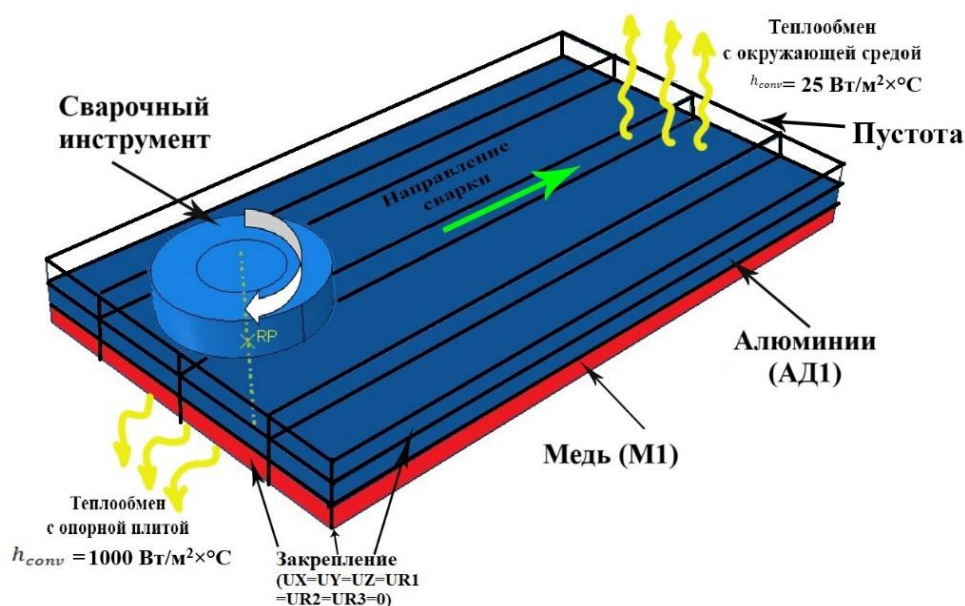


Рис. 1. Сборка лагранжевого инструмента и эйлеровой заготовки

При противоположной схеме расположения материалов возможно появление в сварном шве таких дефектов, как туннельные несплошности (полости) и корневые непровары. Их появление вызвано недостаточной интенсивностью перераспределения металлов, вовлекаемых в формирование сварного шва.

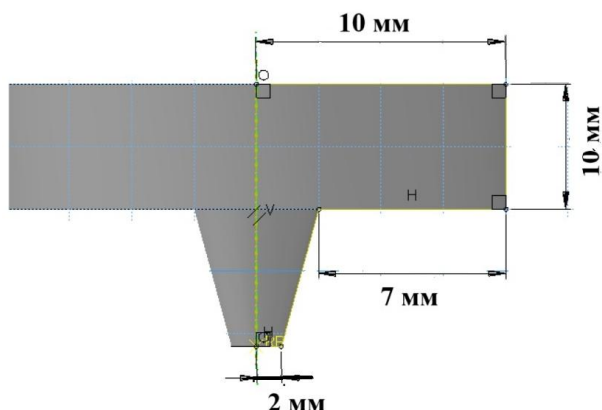


Рис. 2. Чертеж лагранжевого инструмента

Теплопередача за счет проводимости между нижней поверхностью медной пластины (рис. 1) и верхней поверхностью опоры учитывалась путем присвоения высокого значения

конвекции ($h_{conv} = 1000 \text{ Вт/м}^2 \cdot ^\circ\text{С}$) между ними. Для боковых двух материалов и верхней поверхности алюминиевого образца коэффициент теплообмена с окружающей средой принимался $h_{conv} = 25 \text{ Вт/м}^2 \cdot ^\circ\text{С}$ [13].

Для моделирования температурного распределения и перемещения свариваемого металла был предложен сварочный инструмент (СИ) в виде лагранжевого тела без острых углов на пине и заплечике. Диаметр заплечика 20 мм, диаметр пина и длина соответственно 6 мм и 5,7 мм (рис. 2).

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.

С целью учета пластического деформирования элементов материала использовалась модель пластичности Джонсона–Кука (ДК), которая учитывает кинематическое упрочнение, эффекты изотропного упрочнения, адиабатический разогрев деформируемого металла и изменение температуры. В данной модели изменение предела текучести определялось формулой (1)

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

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

Для упрощения расчетов компьютерной модели было решено использовать значения ряда физических свойств алюминия, меди и стали независимыми от температуры (табл. 2).

Процесс СТП алюминия и меди при моделировании состоял из трех этапов. Первый шаг – ввод СИ в слоистую заготовку суммарной толщиной 6 мм с постоянной скоростью за 0,1 с до глубины погружения заплечика 0,11 мм в алюминий. Второй этап (прогрев свариваемых металлов) – вращение с угловой скоростью от 700 до 1500 об/мин без линейного перемещения в течение 0,2 с. Третий шаг – шовная сварка при скорости вращения СИ от 700 до 1500 об/мин и скорости перемещения от 25 мм/мин до 63 мм/мин в течение 50 с.

Таблица 1

Значения параметров модели пластичности ДК для алюминия, меди и стали [15, 16]

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

Таблица 2

Физические свойства свариваемых материалов

Физические 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/°С)	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

Для уменьшения времени расчетов использовалось массовое масштабирование, которое позволяет разделить область решения на несколько небольших элементов [20]. При этом масса элементов искусственно увеличивается для достижения большей эффективности вычислений, поскольку общее время вычислений является функцией плотности материала [17, 18]. Приращение плотности выражалось как [19, 20]:

$$\rho' = k_\rho \cdot \rho, \quad (4)$$

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

Локальное сгущение сетки 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

Увеличение скорости вращения сварочного инструмента при СТП с 700 до 1500 об/мин

приводит возрастанию тепловой мощности, генерируемой заплечиком. Вследствие увеличения выделяемой энергии фрикционного нагрева происходит возрастание пиковых температур в сварном шве алюминия и меди. Распределение температуры на поверхности свариваемых образцов при изменениях частоты вращения и фиксированной скорости сварки 25 мм/мин представлено на рис. 3. Максимальные значения пиковой температуры наблюдаются на отходящей стороне. Это вызвано тем, что инструмент захватывает материал с отходящей стороны и направляет на сторону набегания. Изменение скорости вращения СИ от 700 об/мин до 1500 об/мин приводит к увеличению пиковой температуры от 392 °С (800 об/мин) до 550 °С (1500 об/мин) на поверхности алюминиевой пластины. На верхней части сварных швов образовывались туннельные дефекты, длина которого увеличивается до 50 мм (рис. 3, з). Наименьший размер поверхностного дефекта составляет 8 мм при скорости вращения инструмента 1200 (рис. 3, в). Большие размеры поверхностных дефектов на рис. 3, б, в и г вызвано перегревом алюминия и выталкиванием его в виде грата.

Для получения швов с высокими механическими свойствами необходимо достижения в зонах сварки температуры сверхпластического состояния (СПС). Заглубление заплечика и скорость вращения инструмента в алюминий позволяет получить температуры свариваемых материалов до сверхпластичности.

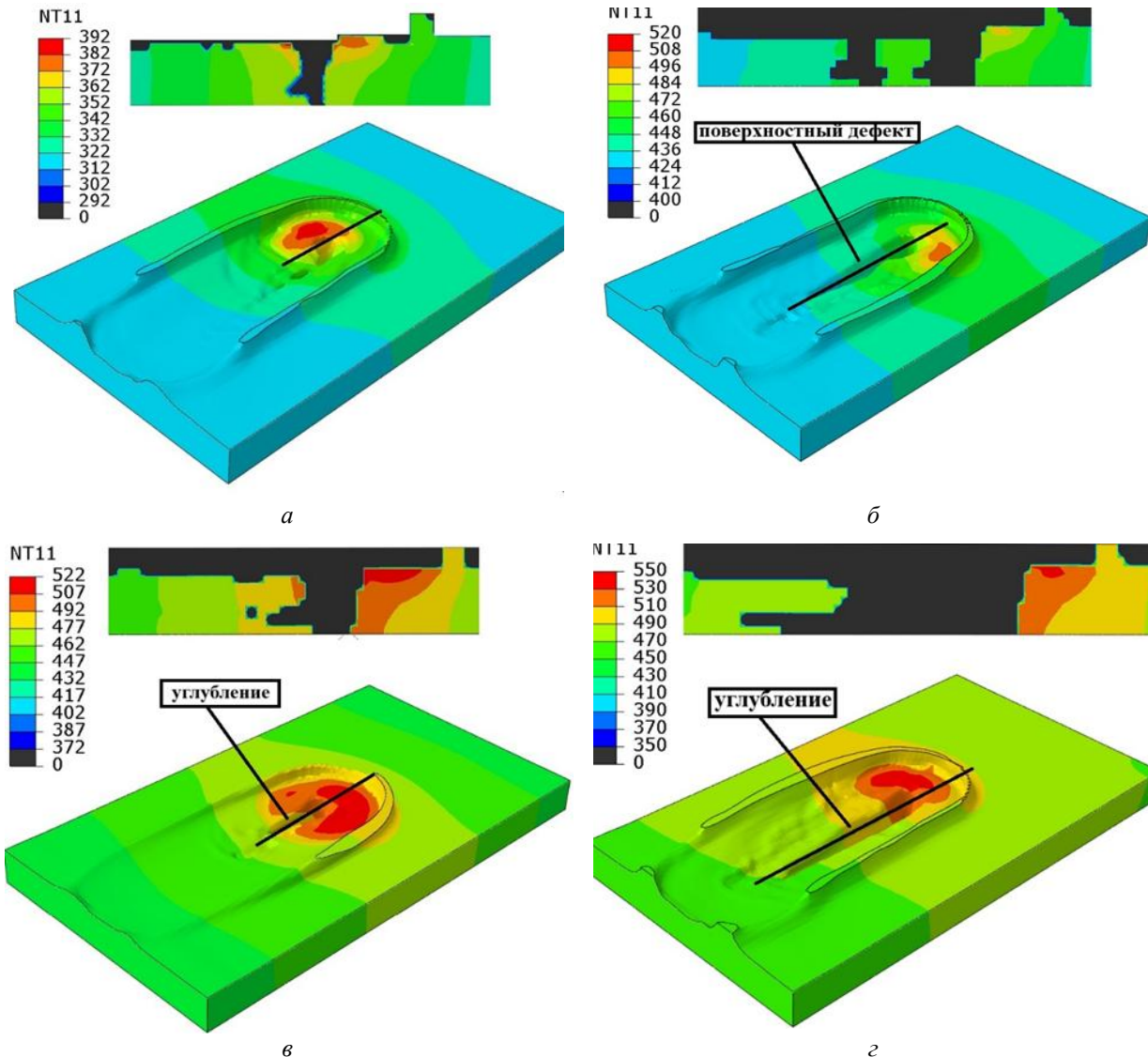


Рис. 3. Зависимость распределения узловой температуры (NT11) от частоты вращения инструмента ($v = 25$ мм/мин, $\alpha = 3^\circ$, алюминий сверху) при СТП алюминиевых и медных пластин:
а – 700 об/мин; б – 1100 об/мин; в – 1200 об/мин; г – 1500 об/мин (линии показывают направления разреза)

При частоте вращения инструмента от 800 до 1000 об/мин и линейной скорости 25 мм/мин на поверхности алюминиевого образца отсутствует внешний туннельный дефект (рис. 4). На рис. 4 представлено распределение температуры на поверхности алюминиевой пластины и разрезы шовного соединения при скорости вращения 900 и 1000 об/мин. Максимальная температура на поверхности алюминиевой пластины при 800 об/мин составило 399°C , а пиковое значение температура была на 36°C меньше на медной пластине. Медь не достигает сверхпластического состояния, поэтому возникает внутренний дефект на набегающей стороне шва.

При скорости вращения 900 об/мин возникает пустота на отходящей стороне сварного соединения, так как максимальное значение температуры на меди 394°C , а на алюминии 430°C (рис. 4, а). С увеличением частоты вращения СИ до 1000 об/мин моделированное значение температуры было на поверхности алюминия 485°C , а внутри меди 440°C . Медь достигла температуры перехода в СПС и металл заполняет весь шов, из-за этого в сварном соединении отсутствуют туннельные дефекты.

При частоте вращения 1000 об/мин и линейной скорости 25 мм/мин формируется бездефектное сварное соединение алюминия и меди (рис. 4, б).

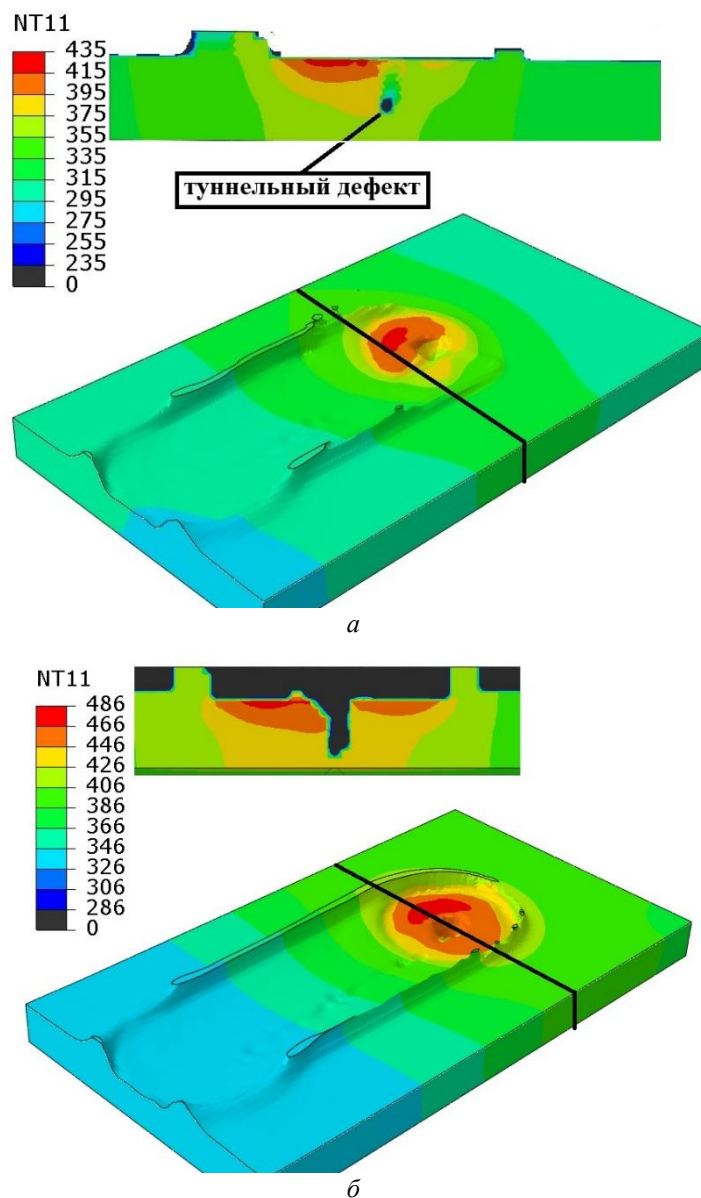


Рис. 4. Зависимость узловой температуры (NT11) от частоты вращения инструмента ($v = 25$ мм/мин, $\alpha = 3^\circ$, алюминий сверху) при СТП алюминиевых и медных пластин:
 а – 900 об/мин; б – 900 об/мин

При фиксированном значении скорости вращения 1000 об/мин и росте скорости сварки от 25 до 63 мм/мин происходит уменьшение вводимой тепловой энергии на единицу длины образца, приводящее к образованию полости (41 мм/мин) и не заполнению (63 мм/мин) в яд-

ре сварного шва (рис. 5, а и б). При этом пиковая температура ниже на 5 и 11 % по сравнению со скоростью 25 мм/мин. Температура на медной пластине для 41 и 63 мм/мин ниже температуры перехода в пластическое состояние.

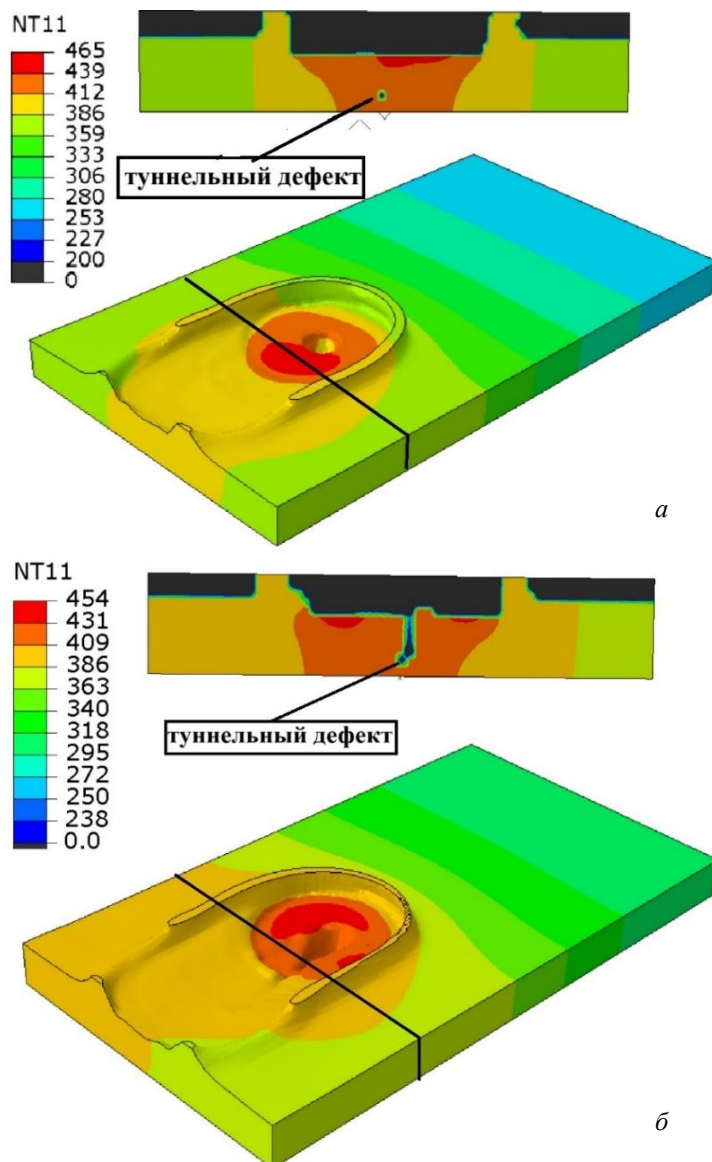


Рис. 5. Распределение узловой температуры (NT11) от скорости сварки инструмента ($\omega = 1000$ об/мин, $\alpha = 3^\circ$, алюминий сверху) при СТП алюминиевых и медных пластин:
а – 41 мм/мин; б – 63 мм/мин

Выводы

1. Трехмерное моделирование температурных полей при шовной СТП соединений алюминия и меди с помощью МКЭ, показало, что изменение скорости вращения СИ от 700 об/мин до 1500 об/мин и фиксированной скорости сварки 25 мм/мин приводит к увеличению пиковой температуры от 391°C (800 об/мин) до 546°C на поверхности алюминиевой пластины (1500 об/мин).

2. Анализ вида промоделированных поверхностей и сечений пластин показал, что при увеличении частоты вращения СИ от 1100 до 1500 об/мин происходит образование поверхностных дефектов. При скорости вращения 1000 об/мин максимальная температура свар-

ного шва достигает температуры перехода в сверхпластическое состояние и образуется бездефектное соединение.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. Isa M. S. M., Moghadasi K., Ariffin M. A., Raja S., Muhammad M. R., Yusof F., Jamaludin, M. F. Yusoff N., Ab Karim M. S. Recent research progress in friction stir welding of aluminium and copper dissimilar joint: a review// Journal of Materials Research and Technology.- 2021. - №15.- pp. 2735–2780.
2. Joshi G. R., Badheka V. J., Darji R. S., Oza A. D., Pathak V. J. The Joining of Copper to Stainless Steel by Solid-State Welding Processes// A Review. Materials. – 2022. №15 (20).- 7234.
3. Singh V. P., Patel S. K., Ranjan A., Kuriachen B. Recent research progress in solid state friction-stir welding of aluminium– magnesium alloys// a critical review. Journal of Materials Research and Technology.- 2020.- №9 (3).- pp. 6217–6256.

4. *Aghajani Derazkola H., Khodabakhshi F., Gerlich A.P.*, Friction-forging tubular additive manufacturing (FFTAM): A new route of solid-state layer-upon-layer metal deposition// Journal of Materials Research and Technology.- 2020.- №9 (6). – pp. 15273–15285.
5. *Sharma C., Tripathi A., Upadhyay V., Verma V., Sharma S. K.* Friction stir spot welding-process and weld properties// a review. Journal of The Institution of Engineers (India): Series D.- 2021.- №102.- pp. 549–565.
6. *Balamurugan M.S.G., Mohan D. G.* Influence of tool pin profiles on the filler added friction stir spot welded dissimilar aluminium alloy joints// Materials Research Express.- 2021.- №8. 096531.
7. *Muzakki H., Millaili I. A.S., Bale J. S.* Macrostructure and shear strength analysis on Cu-Al joint of micro friction stir spot welding// Key Engineering Materials.- 2023.- №943.- pp. 41–46.
8. *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).
9. *Zolghadr P., Akbari M., Asadi P.* Formation of thermomechanically affected zone in friction stir welding// Materials Research Express.- 2019.- №6. 086558.
10. *Akbari M., Asadi P.* Dissimilar friction stir lap welding of aluminum to brass: Modeling of material mixing using coupled Eulerian–Lagrangian method with experimental verifications// Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part L. Journal of Materials: Design and Applications.- 2020.- №234 (8). 1117.
11. *Akbari M., Asadi P., Behnagh R. A.* Modeling of material flow in dissimilar friction stir lap welding of aluminum and brass using coupled Eulerian and Lagrangian method// International Journal of Advanced Manufacturing Technology.- 2021.- №113.- pp. 721–734.
12. *Akbari M., Asiabaraki H. R., Aliha M.* Investigation of the effect of welding and rotational speed on strain and temperature during friction stir welding of AA5083 and AA7075 using the CEL approach// Engineering Research Express.- 2023.- №5 (2). 025012.
13. *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.
14. *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.
15. *Гуревич, Л. М.* Особенности поведения при растяжении 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. *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.
18. *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.
19. *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.
20. *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.