

Численное моделирование температурных полей при сварке трением с перемешиванием алюминиевого сплава AA5083

© 2023

Зыбин Игорь Николаевич^{*1}, кандидат технических наук, доцент,
доцент кафедры «Технологии соединения и обработки материалов»

*Антохин Михаил Сергеевич*², магистрант кафедры «Технологии соединения и обработки материалов»
Калужский филиал Московского государственного технического университета имени Н.Э. Баумана,
Калуга (Россия)

*E-mail: igor.zybin@mail.ru

¹ORCID: <https://orcid.org/0000-0002-5738-4231>

²ORCID: <https://orcid.org/0000-0002-8043-1606>

Поступила в редакцию 12.12.2022

Принята к публикации 30.01.2023

Аннотация: Одним из важных параметров, обеспечивающих получение сварного соединения при сварке трением с перемешиванием без дефектов сплошности, является обеспечение в зоне соединения металлов требуемой температуры. При экспериментальном определении температуры непосредственно в зоне перемешивания металлов с помощью термопар возникают значительные трудности. В связи с этим актуальным представляется использование численных методов, описывающих распределение температурных полей при сварке трением с перемешиванием. В работе выполнено численное моделирование температурных полей при сварке трением с перемешиванием на основе метода конечных элементов с использованием программного обеспечения Abaqus/Explicit. Моделирование выполнялось на основе связанного подхода Эйлера – Лагранжа, модели пластичности материала Джонсона – Кука и закона трения Кулона. С помощью метода конечных элементов построены модели детали, подложки и инструмента с учетом их теплофизических свойств. Для сокращения времени вычислений использовался подход масштабирования массы путем пересчета плотности материала и его тепловых свойств. Были подобраны коэффициенты масштабирования теплоемкости и массы материала для выбранных параметров режима сварки. Для оценки адекватности результатов численного моделирования температурных полей при сварке трением с перемешиванием были проведены экспериментальные исследования температурных полей с использованием термопар. Показана возможность численного моделирования температурных полей при сварке трением с перемешиванием с помощью связанного подхода Эйлера – Лагранжа и программного обеспечения Abaqus/Explicit. Благодаря применению подхода, связанного с масштабированием массы материала, время вычислений сокращено более чем в 10 раз.

Ключевые слова: сварка трением с перемешиванием; AA5083; связанный подход Эйлера – Лагранжа; численное моделирование температурных полей.

Для цитирования: Зыбин И.Н., Антохин М.С. Численное моделирование температурных полей при сварке трением с перемешиванием алюминиевого сплава AA5083 // Frontier Materials & Technologies. 2023. № 1. С. 23–32. DOI: 10.18323/2782-4039-2023-1-23-32.

ВВЕДЕНИЕ

Одним из современных и прогрессивных способов получения изделий из алюминиевых сплавов является сварка трением с перемешиванием (СТП). Формирование сварного соединения осуществляется в твердой фазе без расплавления соединяемых деталей, что является достоинством данного способа по сравнению с традиционными дуговыми способами сварки. Прочность сварных соединений, получаемых СТП, как правило, составляет 90–95 % от прочности основного металла [1–3], но может достигать и прочности основного металла. Испытания на изгиб показывают, что разрушение сваренных образцов происходит по основному металлу [1].

К основным параметрам процесса, характеризующим формирование сварного соединения при СТП без дефектов, следует отнести обеспечение в зоне сварки необходимой температуры. Основное количество теплоты выделяется в результате трения инструментом свариваемых деталей. При этом количество теплоты, выделяемой при сварке, влияет на структуру шва, ширину зоны термиче-

ского влияния и качество сварного соединения. На процессы выделения теплоты существенное влияние оказывает геометрическая форма пина инструмента.

Для определения температур в зоне соединения металлов при СТП используются экспериментальные и теоретические исследования. При экспериментальных исследованиях широко применяются термопары. При этом определить температуру с помощью термопар непосредственно в зоне перемешивания металлов практически невозможно. Кроме того, такие исследования требуют значительных затрат по времени (подготовка термопар, их зачеканивание). В связи с этим широкое применение для исследования распределения температурных полей при СТП находят численные методы. Как правило, они основаны на использовании метода конечных элементов.

Модели конечных элементов, применяемых при СТП, можно разделить на три вида: термические, термомеханические без потока и термомеханические с потоком. В моделях с потоком элементы, согласно подходу Лагранжа, могут сильно искажаться, и конечные результаты могут быть неточными. Чтобы избежать

искажения сетки, используют несколько методов моделирования: адаптивное уточнение сетки модели и произвольный подход Эйлера – Лагранжа. Модели на основе потока разрабатываются с использованием программных комплексов вычислительной гидродинамики. Недостатком данного способа является невозможность учесть упрочнение материала, так как здесь рассматривается жестко-вязкопластический материал. Модели, основанные на потоке, также разрабатываются с использованием связанного подхода Эйлера – Лагранжа [4–6]. Этот метод анализа сочетает в себе два подхода: Эйлера и Лагранжа. Инструмент моделируется как жесткое изотермическое тело Лагранжа и имеет управляющую точку “reference point”, а деталь моделируется с использованием подхода Эйлера. С помощью контакта моделируется непосредственное взаимодействие инструмента и детали [6]. В работах [7; 8] подтверждена эффективность применения связанного подхода Эйлера – Лагранжа при моделировании процесса СТП. Следовательно, для получения адекватных результатов при исследовании распределения температурных полей при СТП следует использовать связанный подход Эйлера – Лагранжа. При этом следует учитывать изменение теплофизических свойств материала в зависимости от температуры [9; 10] и модель пластичности материала Джонсона – Кука, эффективность использования которой подтверждена результатами экспериментальных исследований в работе [11] при численном моделировании процесса СТП.

Исследования СТП проводятся в различных коммерческих программных обеспечениях, таких как Abaqus, DEFORM-3D, ANSYS, Forge 3, LS-DYNA. Однако термомеханические модели, построенные в DEFORM-3D и Abaqus, оказались лучше, чем модели, построенные в других программных обеспечениях, что позволило получить теоретическое распределение температурных полей, адекватное экспериментальным данным.

Важно также значительно сократить время теоретических вычислений при разработке модели, поскольку такие расчеты могут занимать до 500 ч и более в зависимости от возможностей персонального компьютера, сложности поставленной задачи и длины сварного шва. Для сокращения времени вычисления используются два подхода: масштабирование времени “Time scaling” и масштабирование массы “Mass scaling” при условии, что скорости деформации и силы инерции остаются небольшими. Масштабирование массы осуществляется путем пересчета плотности металла. Масштабирование времени выполняется путем замены времени на фиктивную величину. Однако в обоих случаях для сохранения правильного распределения и учета температуры нагрева выполняется пересчет тепловых свойств материала. Эти подходы позволяют сократить время расчета без потери точности результатов.

Цель работы – численное моделирование распределения температурных полей при СТП алюминиевого сплава AA5083, основанное на связанном подходе Эйлера – Лагранжа, обеспечивающее сокращение времени теоретических вычислений практически без потери их точности.

МЕТОДИКА ПРОВЕДЕНИЯ ИССЛЕДОВАНИЯ

Моделирование распределения температурных полей при сварке алюминиевого сплава AA5083 выполнялось в программном продукте Abaqus/Explicit. Модель

была основана на связанном подходе Эйлера – Лагранжа и основывалась на явной схеме интегрирования, предназначенной для расчета нестационарной динамики, квазистатики и быстротекущих процессов. Программный продукт Abaqus/Explicit дает возможность применять закон трения Кулона, модель пластичности материала Джонсона – Кука, а также включает в себя прерывное нелинейное поведение.

Для моделирования температурных полей при СТП использовалось совместное решение задач прочности и гидрогазодинамики – связанный подход Эйлера – Лагранжа в трехмерной постановке [12; 13]. Этот метод позволяет выполнять моделирование задач гидрогазодинамики на сетках Эйлера и задач динамической прочности на сетке Лагранжа в рамках одного пространственного решения.

Модель включала в себя деталь, подложку и инструмент. При этом материал детали и подложки моделировался в рамках подхода Эйлера, а материал инструмента – в рамках подхода Лагранжа [14]. Особенность такого моделирования заключалась в том, что генерация конечно-элементной сетки на детали и подложке выполнялась только на области, построенной в рамках подхода Эйлера.

Узлы сетки Лагранжа связаны с материалом. Элементы сетки модели и границы этих элементов сетки, совпадающие с границами материала, деформируются при воздействии на них усилия. Сами элементы сетки Лагранжа заполнены материалом. Конечно-элементные модели детали, подложки и инструмента с подложкой строились с использованием элементов EC3D8RT и C3D8RT соответственно, которые представляют собой объемные трехмерные восьмиузловые элементы. В узлах элементов моделей были доступны четыре степени свободы: перемещения по трем взаимно перпендикулярным осям и температурная степень свободы.

Контакт между элементами модели учитывал закон трения Кулона, при котором сила трения скольжения пропорциональна нормальной силе, действующей между телами. Коэффициент трения скольжения для пары «металл – металл» обычно находится в диапазоне 0,15–0,3. Его значение при численном моделировании, как правило, принимают постоянным [15]. В работе для моделирования распределения температурных полей коэффициент трения скольжения был выбран 0,15.

Моделирование распределения температурных полей выполнялось для основного металла в виде листа из сплава AA5083 толщиной 5 мм. Материалом подложки служил стальной лист марки AISI 1020 толщиной 10 мм. Режим сварки выбирался с учетом обеспечения отсутствия дефектов сплошности в зоне сварки: частота вращения инструмента – 560 об/мин, скорость сварки (продольная подача инструмента) – 40 мм/мин. Угол наклона инструмента к вертикали составлял 2°. Глубина внедрения заплечика инструмента в деталь – 0,1 мм. Геометрические размеры инструмента представлены на рис. 1.

На рис. 2 показаны модели детали с подложкой и инструмента, построенные с помощью метода конечных элементов. Модель детали с подложкой включала 6000 элементов, а модель инструмента – 2741 элемент.

С целью учета пластического деформирования элементов модели использовалась эмпирическая модель пластичности Джонсона – Кука, которая учитывала кинематическое упрочнение, эффекты изотропного

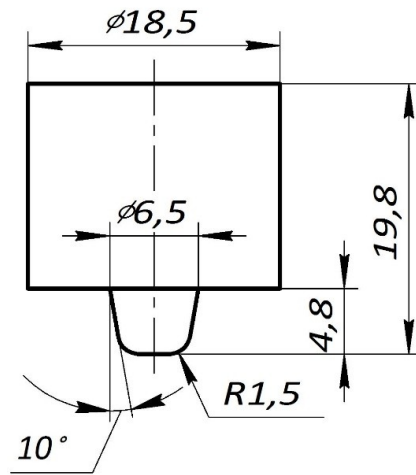


Рис. 1. Размеры инструмента для СТП
Fig. 1. FSW tool dimensions

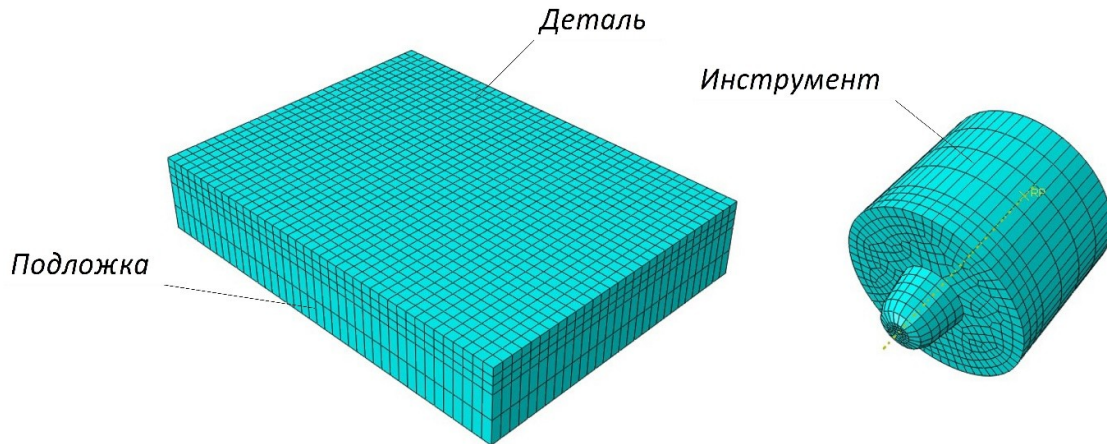


Рис. 2. Модели детали, подложки и инструмента
Fig. 2. Finite element models of the part, substrate, and tool

упрочнения, адиабатический разогрев деформируемого металла и изменение температуры. В данной модели предел текучести определялся следующей формулой [16; 17]:

$$\sigma_y = \left[A + B \cdot \varepsilon_p^n \right] \cdot \left[1 + C \cdot \ln \left(\frac{\varepsilon_p^n}{\varepsilon_0} \right) \right] \cdot \left[1 - \left(\frac{T - T_r}{T_m - T_r} \right)^m \right], \quad (1)$$

где σ_y – предел текучести;

ε_p^n – эффективная пластическая деформация;

T_m – температура плавления;

T_r – комнатная температура;

T – температура материала;

$A, B, C, n, m, \varepsilon_0$ – параметры модели.

Параметры модели (1) представлены в таблице 1.

В настоящей работе с целью сокращения времени вычислений выбран подход, связанный с масштабированием массы металла.

Расчет плотности металла выполнялся по формуле

$$\rho^* = k_m \cdot \rho, \quad (2)$$

где ρ^* – фиктивная плотность;

k_m – коэффициент масштабирования, определяющий, во сколько примерно раз будет сокращено время расчета ($k_m > 1$);

ρ – плотность материала.

Коэффициент масштабирования k_m выбирается таким образом, чтобы силы инерции в правой части уравнения (2) оставались незначительными.

Значение коэффициента масштабирования было выбрано равным $k_m = 400$. При решении поставленной задачи использовалось уравнение термоупругости Навье:

$$\mu \cdot \nabla^2 \cdot u + (\lambda + \mu) \cdot \nabla \cdot \text{tr}(E) - \alpha \cdot \lambda \cdot \nabla \cdot T = \rho \cdot \frac{\partial u}{\partial t^2}, \quad (3)$$

где E – линейный тензор деформации;
 μ и λ – коэффициенты Ламе;
 T – температура;
 α – коэффициент термического расширения;
 u – вектор смещения;
 ρ – плотность;
 t – время;
 ∇ – оператор набла;
 tr – след матрицы E .

При замене плотности фиктивной изменяются тепловые постоянные. Влияние этого эффекта компенсировалось путем пересчета теплоемкости материала по формуле

$$c_e^* = c_e \cdot k_n^{-1}, \quad (4)$$

где c_e^* – фиктивная теплоемкость;
 k_n – коэффициент масштабирования теплоемкости;
 c_e – теплоемкость материала.

Поскольку значение правой части уравнения (3) увеличилось, минимальный стабильный прирост времени явного решателя увеличивается.

Коэффициент масштабирования теплоемкости k_n подбирался с целью сокращения времени вычисления, обеспечивая при этом точность, сопоставимую при моделировании распределения температурных полей без масштабирования массы металла. Коэффициент масштабирования теплоемкости k_n принимался равным коэффициенту масштабирования массы $k_m=400$.

Для проверки адекватности результатов численного моделирования был проведен эксперимент по стыковой сварке двух деталей толщиной 5 мм из алюминиевого сплава AA5083. Сварка выполнялась на вертикально-фрезерном станке модели FSS400R инструментом, геометрические размеры которого представлены на рис. 1. Инструмент был выполнен из инструментальной штамповой стали H13. Твердость инструмента составляла 53...57 HRC после проведения закалки в масле и последующего отпуска. Для исследования температурных полей использовались модульная система сбора данных

LTR с многоканальным регистратором-самописцем LGraph2 и термопары К-типа (хромель-алюмель).

Схема расположения термопар представлена на рис. 3. С целью повышения точности результатов получения распределения температурных полей были подготовлены две группы термопар.

РЕЗУЛЬТАТЫ ИССЛЕДОВАНИЯ

Распределение температуры на поверхности соединяемых деталей при численном моделировании процесса СТП без масштабирования массы и с масштабированием ($k_m=k_n=400$) представлено на рис. 4.

Из рис. 4 видно, что при выбранных коэффициентах масштабирования распределение температурных полей существенно отличается. Следовательно, необходимо было выполнить корректировку коэффициента масштабирования k_n . На основании сравнительного анализа полученных температурных полей без масштабирования и с масштабированием коэффициент масштабирования теплоемкости был принят равным 257. После этого повторно выполнялось моделирование процесса распределения температурных полей. На рис. 5 представлено распределение температуры на поверхности соединяемых деталей при численном моделировании процесса СТП без масштабирования массы и с масштабированием ($k_m=400$; $k_n=257$). Максимальная температура в зоне сварки, согласно результатам моделирования, составила 584 °С.

На рис. 6 показано расположение термопар перед сваркой (рис. 6 а) и после сварки (рис. 6 б) деталей при проведении экспериментальных исследований при получении стыкового сварного соединения.

Результаты проведенных экспериментальных исследований представлены на рис. 7.

На рис. 8 представлены экспериментальные данные и данные, полученные с помощью компьютерного моделирования, для рассматриваемых точек установки термопар 1 и 2.

Таблица 1. Значения параметров модели пластичности Джонсона – Кука для материалов AA5083 и AISI 1020 [18]
Table 1. The values of the parameters of the Johnson – Cook plasticity model for the AA5083 and AISI 1020 materials [18]

Параметр	Материал	
	AA5083	AISI 1020
A	137,89	187,60
B	216,73	199,10
n	0,4845	0,1717
m	1,2250	0,4437
T_m	659,85	1460,00
T_r	25	25

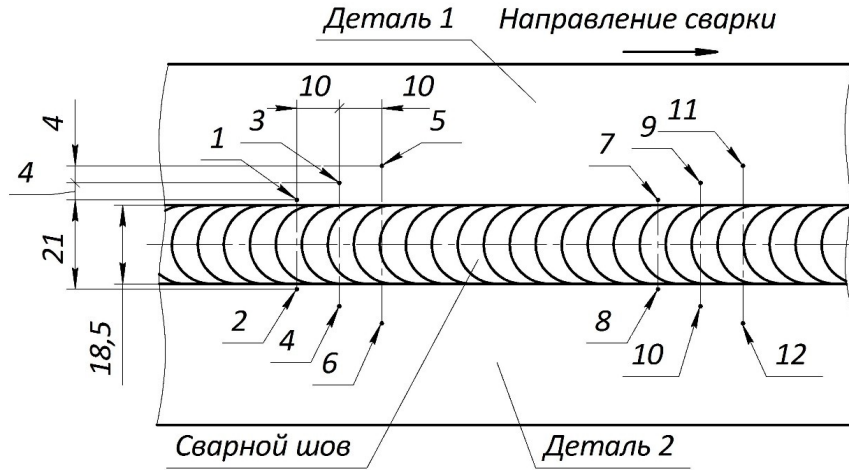


Рис. 3. Схема расположения термопар: 1–12 – места установки термопар
 Fig. 3. A thermocouple layout: 1–12 – thermocouples installation locations

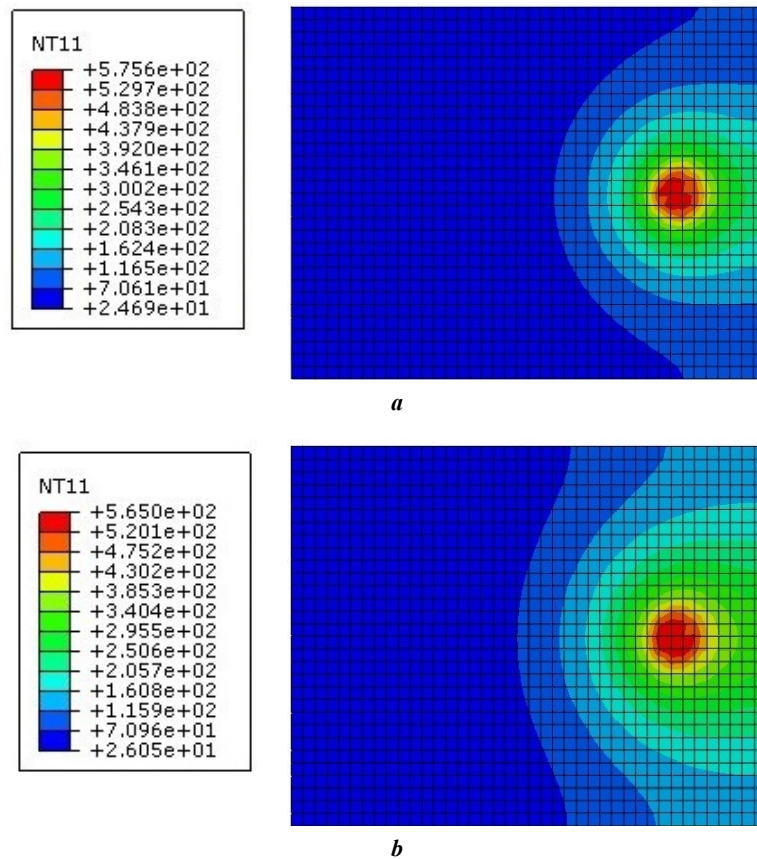


Рис. 4. Распределение температурных полей на поверхности свариваемых деталей при моделировании процесса СТП:
 а – модель без применения масштабирования массы;
 б – модель с применением масштабирования массы ($k_m=k_n=400$)
 Fig. 4. Temperature fields distribution on the surface of welded parts when modeling the FSW process:
 a – a model without mass scaling; b – a model with mass scaling ($k_m=k_n=400$)

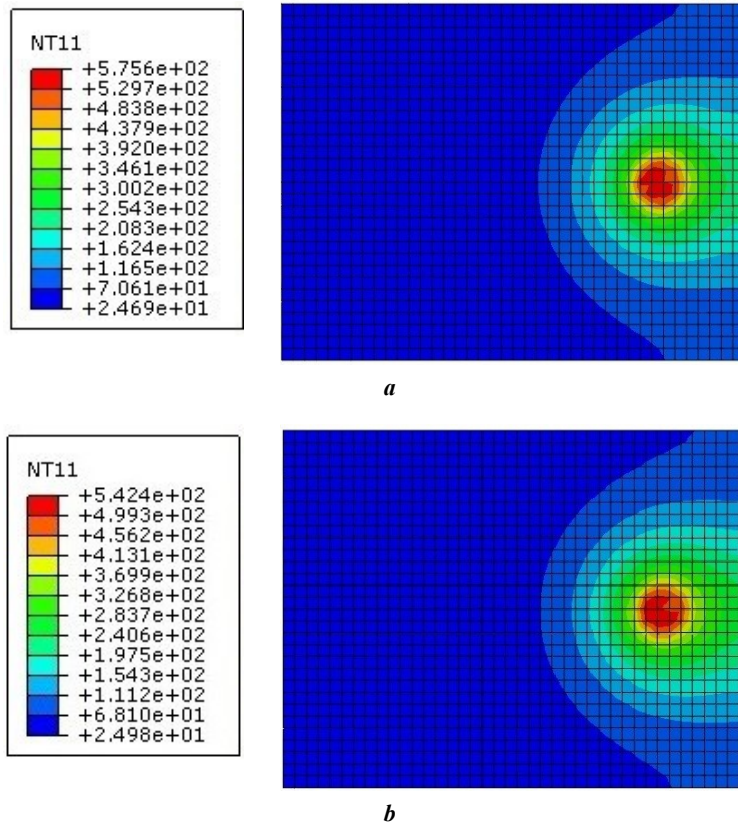


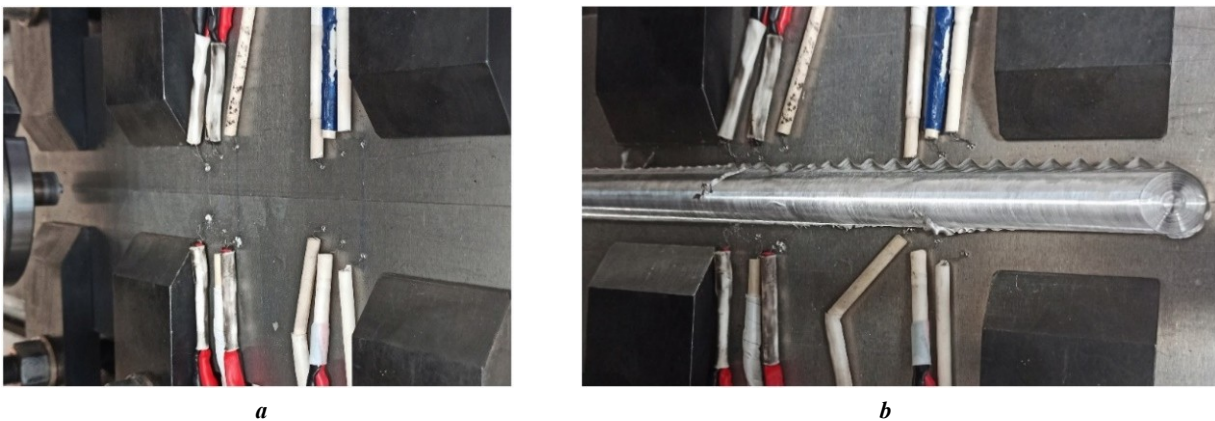
Рис. 5. Распределение температурных полей на поверхности свариваемых деталей при моделировании процесса СТП:

a – модель без применения масштабирования массы;

b – модель с применением масштабирования массы ($k_m=400$; $k_n=257$)

Fig. 5. Temperature fields distribution on the surface of welded parts when modeling the FSW process:

a – a model without mass scaling; *b* – a model with mass scaling ($k_m=400$; $k_n=257$)



a

b

Рис. 6. Расположение термонпар перед (а) и после (б) сварки деталей

Fig. 6. The location of thermocouples before (a) and after (b) welding of parts

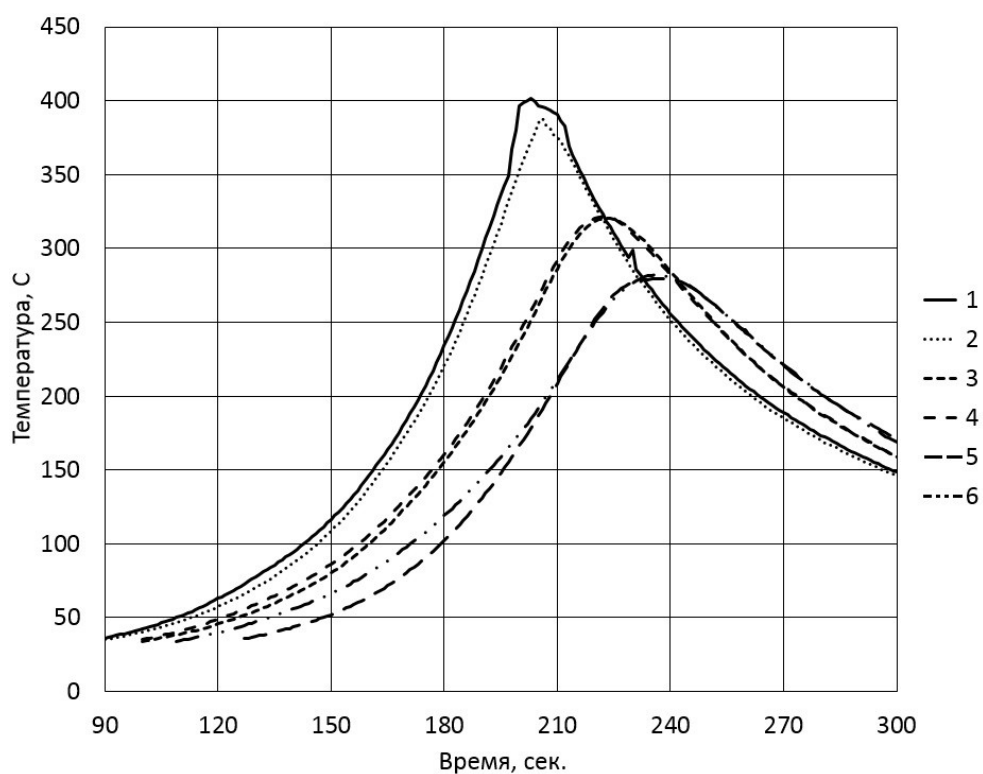


Рис. 7. Распределение температурных полей при СТП: 1–6 – номера термопар
Fig. 7. The distribution of temperature fields during friction stir welding: 1–6 – the numbers of thermocouples

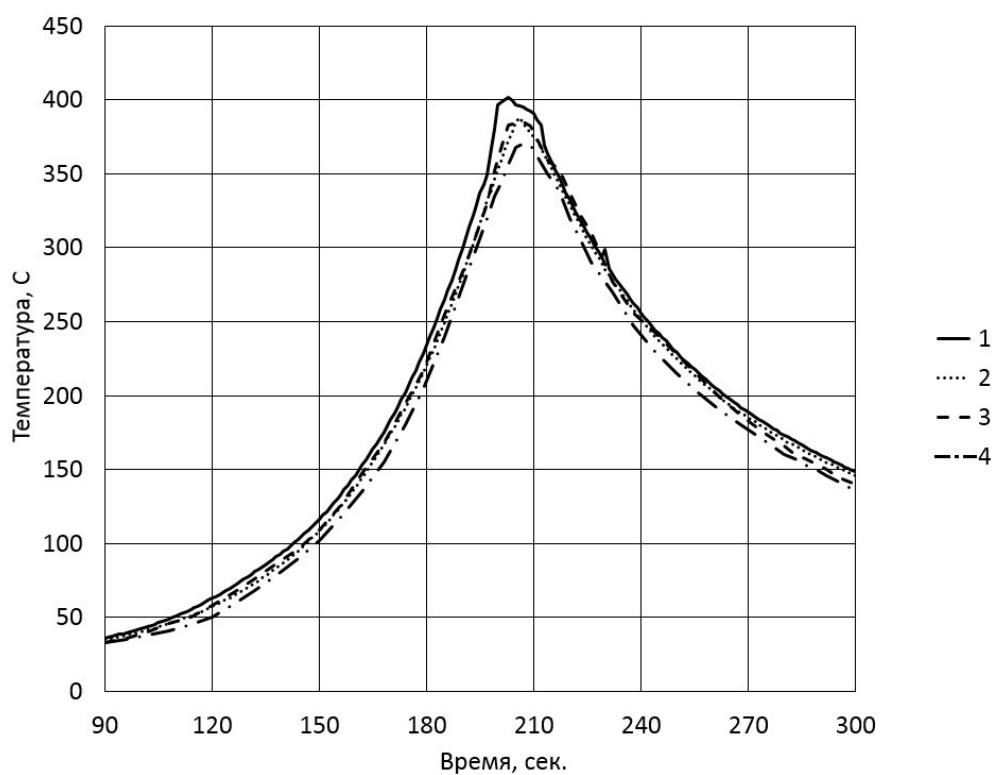


Рис. 8. Распределение температурных полей при СТП, полученных с помощью компьютерного моделирования и экспериментальным путем:
 1–2 – термопары (эксперимент); 3–4 – термопары (моделирование)
Fig. 8. The distribution of temperature fields during friction stir welding obtained by computer modeling and experimentally:
 1–2 – thermocouples (an experiment); 3–4 – thermocouples (modeling)

ОБСУЖДЕНИЕ РЕЗУЛЬТАТОВ

Анализ полученного распределения температурных полей, представленных на рис. 5, показал незначительное отличие этого распределения при применении масштабирования массы и без масштабирования. При выбранных коэффициентах масштабирования распределение изотерм отличается не более чем на 6 %. При этом время расчета было сокращено с 600–700 ч (ориентировочное значение) до 60 ч.

Значения максимальных температур в зоне сварки, полученных в данной работе в результате численного моделирования (584 °С), хорошо согласуются с данными ряда работ, где выполнялось моделирование процесса СТП. В частности, в работе [19] при численном моделировании температурных полей при получении СТП стыкового соединения максимальная температура в зоне сварки составляла 585 °С. При получении тавровых сварных соединений в результате численного моделирования процесса СТП на основе связанного подхода Эйлера – Лагранжа в работе [20] максимальная температура в зоне сварки составила 575 °С.

На периферии контакта инструмента с деталью при сварке (термопары 1 и 2, рис. 7) максимальная температура на поверхности детали со стороны зоны отставания инструмента выше, чем со стороны зоны набегания. Это объясняется тем, что впереди инструмента со стороны зоны набегания возникает зона избыточного давления. Из этой зоны рабочая поверхность инструмента вытесняет металл, который находится в пластическом состоянии и препятствует движению инструмента в зону позади инструмента за счет его поступательно-вращательного движения, т. е. в зону отставания.

Анализ полученных результатов экспериментальных исследований показал, что на периферии контакта инструмента с деталью при сварке (термопары 1 и 2) максимальная температура достигает 401,6 °С, а температура на поверхности детали со стороны зоны отставания инструмента приблизительно на 14 °С больше, чем со стороны зоны набегания инструмента. Это связано с разными условиями перемешивания металла в зонах набегания и отставания инструмента. С увеличением расстояния от зоны сварки в направлении, перпендикулярном сварному шву, эти изменения температур со стороны зоны отставания и набегания инструмента нивелируются.

Значения максимальных температур, достигаемых в процессе сварки в рассматриваемых точках установки термопар, полученных экспериментальным путем и с помощью численного моделирования, отличаются не более чем на 5 %. При этом кривые, описывающие характер изменения температуры от времени, полученные экспериментально и теоретически, имеют схожий характер. Это свидетельствует о возможности использования численного моделирования для оценки распределения температур в зоне сварки.

Полученные результаты распределения температурных полей на периферии контакта инструмента с деталью удовлетворительно согласуются с имеющимися в литературе теоретическими данными, а также данными, полученными экспериментальным путем в настоящей работе при стыковой сварке деталей из алюминиевого сплава АА5083.

ОСНОВНЫЕ РЕЗУЛЬТАТЫ И ВЫВОДЫ

Выполнено численное моделирование распределения температурных полей при СТП с применением термомеханической модели (программное обеспечение Abaqus), с учетом связанного подхода Эйлера – Лагранжа, модели пластичности материала Джонсона – Кука и закона трения Кулона. Результаты численного моделирования подтверждены проведенными экспериментальными исследованиями распределения температурных полей при получении стыкового сварного соединения из алюминиевого сплава АА5083 толщиной 5 мм. Разница между теоретическим и экспериментальными результатами не превышает 5 %.

Применение подхода, основанного на масштабировании массы материала, при численном моделировании температурных полей путем пересчета плотности и тепловых свойств металла позволяет более чем на порядок сократить время, затрачиваемое на теоретические расчеты.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

- Ищенко А.Я., Подбельников С.В., Покляцкий А.Г. Сварка трением с перемешиванием алюминиевых сплавов (обзор) // Автоматическая сварка. 2007. № 11. С. 32–38.
- Arbegast W.J. Friction stir welding after a decade of development // Welding Journal. 2006. Vol. 85. № 3. P. 28–35.
- Okamura H., Aota K., Ezumi M. Friction stir welding of aluminum alloy and application to structure // Journal of Japan Institute of Light Metals. 2000. Vol. 50. № 4. P. 166–172. DOI: [10.2464/jilm.50.166](https://doi.org/10.2464/jilm.50.166).
- Salloomi K.N., Hussein F.I., Al-Sumaidae S.N.M. Temperature and stress evaluation during three different phases of friction stir welding of AA 7075-T651 alloy // Modelling and Simulation in Engineering. 2020. Vol. 2020. P. 1–11. DOI: [10.1155/2020/3197813](https://doi.org/10.1155/2020/3197813).
- Ragab M., Liu H., Yang G.-J., Ahmed M.M.Z. Friction Stir Welding of 1Cr1Ni2W2MoV Martensitic Stainless Steel: Numerical Simulation Based on Coupled Eulerian Lagrangian Approach Supported with Experimental Work // Applied Science. 2021. Vol. 11. № 7. P. 1–6. DOI: [10.3390/app11073049](https://doi.org/10.3390/app11073049).
- Chauhan P., Jain R., Pal S.K., Singh S.B. Modeling of defects in friction stir welding using coupled Eulerian and Lagrangian method // Journal of Manufacturing Processes. 2018. Vol. 34-A. P. 158–166. DOI: [10.1016/j.jmapro.2018.05.022](https://doi.org/10.1016/j.jmapro.2018.05.022).
- Meyghani B., Awang M.B., Emamian S.S., Mohd Nor M.K.B., Pedapati S.R. A Comparison of Different Finite Element Methods in the Thermal Analysis of Friction Stir Welding (FSW) // Metals. 2017. Vol. 7. № 10. Article number 450. DOI: [10.3390/met7100450](https://doi.org/10.3390/met7100450).
- Andrade D.G., Leitão C., Dialami N., Chiumenti M., Rodrigues D.M. Modelling torque and temperature in friction stir welding of aluminium alloys // International Journal of Mechanical Sciences. 2020. Vol. 182. Article number 105725. DOI: [10.1016/j.ijmecsci.2020.105725](https://doi.org/10.1016/j.ijmecsci.2020.105725).
- El-Sayed M.M., Shash A.Y., Mahmoud T.S., Rabbou M.A. Effect of friction stir welding parameters on the peak temperature and the mechanical properties of aluminum

- alloy 5083-O // *Advanced Structured Materials*. 2018. Vol. 72. P. 11–25. DOI: [10.1007/978-3-319-59590-0_2](https://doi.org/10.1007/978-3-319-59590-0_2).
10. El-Sayed M.M., Shash A.Y., Abd-Rabou M. Finite element modeling of aluminum alloy AA5083-O friction stir welding process // *Journal of Materials Processing Technology*. 2018. Vol. 252. P. 13–24. DOI: [10.1016/j.jmatprotec.2017.09.008](https://doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2017.09.008).
 11. Patil S., Tay Y.Y., Baratzadeh F., Lankarani H. Modeling of friction-stir butt-welds and its application in automotive bumper impact performance. Part 1. Thermo-mechanical weld process modeling // *Journal of Mechanical Science and Technology*. 2018. Vol. 32. № 6. P. 2569–2575. DOI: [10.1007/s12206-018-0514-0](https://doi.org/10.1007/s12206-018-0514-0).
 12. Lia K., Jarrara F., Sheikh-Ahmada J., Ozturkb F. Using coupled Eulerian Lagrangian formulation for accurate modeling of the friction stir welding process // *Procedia Engineering*. 2017. Vol. 207. P. 574–579. DOI: [10.1016/j.proeng.2017.10.1023](https://doi.org/10.1016/j.proeng.2017.10.1023).
 13. Mohammad A.A., Avik S., Reza A.B., Hongtao D. An efficient coupled Eulerian-Lagrangian finite element model for friction stir processing // *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*. 2019. Vol. 101. P. 1495–1508. DOI: [10.1007/s00170-018-3000-z](https://doi.org/10.1007/s00170-018-3000-z).
 14. Malik V., Sanjeev N.K., Suresh H.S., Kailas S.V. Investigations on the effect of various tool pin profiles in friction stir welding using finite element simulations // *Procedia Engineering*. 2014. Vol. 97. P. 1060–1068. DOI: [10.1016/j.proeng.2014.12.384](https://doi.org/10.1016/j.proeng.2014.12.384).
 15. Ranjole C., Singh V.P., Kuriachen B., Vineesh K.P. Numerical prediction and experimental investigation of temperature, residual stress and mechanical properties of dissimilar friction-stir welded AA5083 and AZ31 alloys // *Arabian Journal for Science and Engineering*. 2022. Vol. 47. P. 16103–16115. DOI: [10.1007/s13369-022-06808-3](https://doi.org/10.1007/s13369-022-06808-3).
 16. Garcia-Castillo F.A., Reyes L.A., Garza C., Lopez-Botello O.E., Hernandez-Munoz G.M., Zambrano-Robledo P. Investigation of microstructure, mechanical properties, and numerical modeling of Ti6Al4V joints produced by friction stir spot welding // *Journal of Materials Engineering and Performance*. 2020. Vol. 29. № 6. P. 4105–4116. DOI: [10.1007/s11665-020-04900-z](https://doi.org/10.1007/s11665-020-04900-z).
 17. Salloomi K.N. Fully coupled thermomechanical simulation of friction stir welding of aluminum 6061-T6 alloy T-joint // *Journal of Manufacturing Processes*. 2019. Vol. 45. P. 746–754. DOI: [10.1016/j.jmapro.2019.06.030](https://doi.org/10.1016/j.jmapro.2019.06.030).
 18. Kamal M., Shah M., Ahmad N., Wani O.I., Sahari J. Study of crashworthiness behavior of thin-walled tube under axial loading by using computational mechanics // *International Journal of Materials and Metallurgical Engineering*. 2016. Vol. 10. № 8. P. 1170–1175. DOI: [10.5281/zenodo.1130389](https://doi.org/10.5281/zenodo.1130389).
 19. Chao Y.J., Liu S., Chien C.H. Friction stir welding of AL 6061-T6 thick plates: Part II. Numerical modeling of the thermal and heat transfer phenomena // *Journal of the Chinese Institute of Engineers*. 2008. Vol. 31. № 5. P. 769–779. DOI: [10.1080/02533839.2008.9671431](https://doi.org/10.1080/02533839.2008.9671431).
 20. Wang C., Deng J., Dong C., Zhao Y. Numerical Simulation and Experimental Studies on Stationary Shoulder Friction Stir Welding of Aluminum Alloy T-joint // *Frontiers in Materials*. 2022. Vol. 9. P. 1–8. DOI: [10.3389/fmats.2022.898929](https://doi.org/10.3389/fmats.2022.898929).
- ## REFERENCES
1. Ishchenko A.Ya., Podelnikov S.V., Poklyatskiy A.G. Friction stir welding of aluminium alloys (Review). *Avtomaticheskaya svarka*, 2007, no. 11, pp. 32–38.
 2. Arbegast W.J. Friction stir welding after a decade of development. *Welding Journal*, 2006, vol. 85, no. 3, pp. 28–35.
 3. Okamura H., Aota K., Ezumi M. Friction stir welding of aluminum alloy and application to structure. *Journal of Japan Institute of Light Metals*, 2000, vol. 50, no. 4, pp. 166–172. DOI: [10.2464/jilm.50.166](https://doi.org/10.2464/jilm.50.166).
 4. Salloomi K.N., Hussein F.I., Al-Sumaidae S.N.M. Temperature and stress evaluation during three different phases of friction stir welding of AA 7075-T651 alloy. *Modelling and Simulation in Engineering*, 2020, vol. 2020, pp. 1–11. DOI: [10.1155/2020/3197813](https://doi.org/10.1155/2020/3197813).
 5. Ragab M., Liu H., Yang G.-J., Ahmed M.M.Z. Friction Stir Welding of 1Cr11Ni2W2MoV Martensitic Stainless Steel: Numerical Simulation Based on Coupled Eulerian Lagrangian Approach Supported with Experimental Work. *Applied Science*, 2021, vol. 11, no. 7, pp. 1–6. DOI: [10.3390/app11073049](https://doi.org/10.3390/app11073049).
 6. Chauhan P., Jain R., Pal S.K., Singh S.B. Modeling of defects in friction stir welding using coupled Eulerian and Lagrangian method. *Journal of Manufacturing Processes*, 2018, vol. 34-A, pp. 158–166. DOI: [10.1016/j.jmapro.2018.05.022](https://doi.org/10.1016/j.jmapro.2018.05.022).
 7. Meyghani B., Awang M.B., Emamian S.S., Mohd Nor M.K.B., Pedapati S.R. A Comparison of Different Finite Element Methods in the Thermal Analysis of Friction Stir Welding (FSW). *Metals*, 2017, vol. 7, no. 10, article number 450. DOI: [10.3390/met7100450](https://doi.org/10.3390/met7100450).
 8. Andrade D.G., Leitão C., Dialami N., Chiumenti M., Rodrigues D.M. Modelling torque and temperature in friction stir welding of aluminium alloys. *International Journal of Mechanical Sciences*, 2020, vol. 182, article number 105725. DOI: [10.1016/j.ijmecsci.2020.105725](https://doi.org/10.1016/j.ijmecsci.2020.105725).
 9. El-Sayed M.M., Shash A.Y., Mahmoud T.S., Rabbou M.A. Effect of friction stir welding parameters on the peak temperature and the mechanical properties of aluminum alloy 5083-O. *Advanced Structured Materials*, 2018, vol. 72, pp. 11–25. DOI: [10.1007/978-3-319-59590-0_2](https://doi.org/10.1007/978-3-319-59590-0_2).
 10. El-Sayed M.M., Shash A.Y., Abd-Rabou M. Finite element modeling of aluminum alloy AA5083-O friction stir welding process. *Journal of Materials Processing Technology*, 2018, vol. 252, pp. 13–24. DOI: [10.1016/j.jmatprotec.2017.09.008](https://doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2017.09.008).
 11. Patil S., Tay Y.Y., Baratzadeh F., Lankarani H. Modeling of friction-stir butt-welds and its application in automotive bumper impact performance. Part 1. Thermo-mechanical weld process modeling. *Journal of Mechanical Science and Technology*, 2018, vol. 32, no. 6, pp. 2569–2575. DOI: [10.1007/s12206-018-0514-0](https://doi.org/10.1007/s12206-018-0514-0).
 12. Lia K., Jarrara F., Sheikh-Ahmada J., Ozturkb F. Using coupled Eulerian Lagrangian formulation for accurate modeling of the friction stir welding process. *Procedia Engineering*, 2017, vol. 207, pp. 574–579. DOI: [10.1016/j.proeng.2017.10.1023](https://doi.org/10.1016/j.proeng.2017.10.1023).
 13. Mohammad A.A., Avik S., Reza A.B., Hongtao D. An efficient coupled Eulerian-Lagrangian finite element model for friction stir processing. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 2019,

- vol. 101, pp. 1495–1508. DOI: [10.1007/s00170-018-3000-z](https://doi.org/10.1007/s00170-018-3000-z).
14. Malik V., Sanjeev N.K., Suresh H.S., Kailas S.V. Investigations on the effect of various tool pin profiles in friction stir welding using finite element simulations. *Procedia Engineering*, 2014, vol. 97, pp. 1060–1068. DOI: [10.1016/j.proeng.2014.12.384](https://doi.org/10.1016/j.proeng.2014.12.384).
 15. Ranjole C., Singh V.P., Kuriachen B., Vineesh K.P. Numerical prediction and experimental investigation of temperature, residual stress and mechanical properties of dissimilar friction-stir welded AA5083 and AZ31 alloys. *Arabian Journal for Science and Engineering*, 2022, vol. 47, pp. 16103–16115. DOI: [10.1007/s13369-022-06808-3](https://doi.org/10.1007/s13369-022-06808-3).
 16. Garcia-Castillo F.A., Reyes L.A., Garza C., Lopez-Botello O.E., Hernandez-Munoz G.M., Zambrano-Robledo P. Investigation of microstructure, mechanical properties, and numerical modeling of Ti6Al4V joints produced by friction stir spot welding. *Journal of Materials Engineering and Performance*, 2020, vol. 29, no. 6, pp. 4105–4116. DOI: [10.1007/s11665-020-04900-z](https://doi.org/10.1007/s11665-020-04900-z).
 17. Salloomi K.N. Fully coupled thermomechanical simulation of friction stir welding of aluminum 6061-T6 alloy T-joint. *Journal of Manufacturing Processes*, 2019, vol. 45, pp. 746–754. DOI: [10.1016/j.jmapro.2019.06.030](https://doi.org/10.1016/j.jmapro.2019.06.030).
 18. Kamal M., Shah M., Ahmad N., Wani O.I., Sahari J. Study of crashworthiness behavior of thin-walled tube under axial loading by using computational mechanics. *International Journal of Materials and Metallurgical Engineering*, 2016, vol. 10, no. 8, pp. 1170–1175. DOI: [10.5281/zenodo.1130389](https://doi.org/10.5281/zenodo.1130389).
 19. Chao Y.J., Liu S., Chien C.H. Friction stir welding of AL 6061-T6 thick plates: Part II. Numerical modeling of the thermal and heat transfer phenomena. *Journal of the Chinese Institute of Engineers*, 2008, vol. 31, no. 5, pp. 769–779. DOI: [10.1080/02533839.2008.9671431](https://doi.org/10.1080/02533839.2008.9671431).
 20. Wang C., Deng J., Dong C., Zhao Y. Numerical Simulation and Experimental Studies on Stationary Shoulder Friction Stir Welding of Aluminum Alloy T-joint. *Frontiers in Materials*, 2022, vol. 9, pp. 1–8. DOI: [10.3389/fmats.2022.898929](https://doi.org/10.3389/fmats.2022.898929).

Numerical modeling of temperature fields during friction stir welding of the AA5083 aluminum alloy

© 2023

Igor N. Zybin^{*1}, PhD (Engineering), Associate Professor,

assistant professor of Chair “Material Bonding and Processing Technology”

Mikhail S. Antokhin², graduate student of Chair “Material Bonding and Processing Technology”

Kaluga Branch of Bauman Moscow State Technical University, Kaluga (Russia)

*E-mail: igor.zybin@mail.ru¹ORCID: <https://orcid.org/0000-0002-5738-4231>²ORCID: <https://orcid.org/0000-0002-8043-1606>

Received 12.12.2022

Accepted 30.01.2023

Abstract: One of the important parameters ensuring the production of a welded joint without continuity defects during friction stir welding is the provision of the required temperature in the metal bonding zone. Significant difficulties arise when determining experimentally the temperature directly in the stir zone of metals using thermocouples. In this regard, the application of numerical methods describing the distribution of temperature fields during friction stir welding is relevant. In the work, numerical modeling of temperature fields during friction stir welding was used, which was based on the finite element method using Abaqus/Explicit software. Modeling was carried out taking into account the coupled Euler – Lagrange approach, the Johnson – Cook plasticity model, and the Coulomb friction law. Using the finite element method, the models of a part, substrate, and tool were constructed taking into account their thermophysical properties. To reduce the computation time, an approach based on the metal mass scaling by recalculating the density of the metal and its thermal properties was used. The authors matched coefficients of scaling of the material mass and heat capacity for the selected welding mode parameters. To evaluate the validity of the results of numerical modeling of temperature fields during friction stir welding, the experimental research of the temperature fields using thermocouples was carried out. The paper shows the possibility of numerical modeling of temperature fields during friction stir welding with the help of the coupled Euler – Lagrange approach and Abaqus/Explicit software. Due to the application of the approach associated with material mass scaling, the calculation time is reduced by more than 10 times.

Keywords: friction stir welding; AA5083; coupled Euler – Lagrange approach; numerical modeling of temperature fields.

For citation: Zybin I.N., Antokhin M.S. Numerical modeling of temperature fields during friction stir welding of the AA5083 aluminum alloy. *Frontier Materials & Technologies*, 2023, no. 1, pp. 23–32. DOI: 10.18323/2782-4039-2023-1-23-32.