

Влияние формы заготовок на остаточные напряжения при линейной сварке трением

© 2022

Паутов Анатолий Николаевич^{*1}, старший преподаватель кафедры сварочных, литейных и аддитивных технологий
*Медведев Александр Юрьевич*², доктор технических наук, профессор кафедры сварочных, литейных и аддитивных технологий
*Галимов Виталий Рустемович*³, аспирант, старший преподаватель кафедры сварочных, литейных и аддитивных технологий
*Коленченко Ольга Вячеславовна*⁴, кандидат технических наук, доцент кафедры сварочных, литейных и аддитивных технологий

Уфимский университет науки и технологий, Уфа (Россия)

*E-mail: pautov.an@ugatu.su

¹ORCID: <https://orcid.org/0000-0003-3953-8062>

²ORCID: <https://orcid.org/0000-0003-0945-0270>

³ORCID: <https://orcid.org/0000-0001-8040-0570>

⁴ORCID: <https://orcid.org/0000-0002-2993-7425>

Поступила в редакцию 29.04.2022

Принята к публикации 12.08.2022

Аннотация: Линейная сварка трением – перспективная технология изготовления титановых моноколес компрессоров газотурбинных двигателей, к которым предъявляются жесткие требования по циклической прочности и точности размеров. Перспективным является направление по замене традиционно применяемых стыковых соединений на более технологичные Т-образные, которые обеспечат снижение затрат на обработку деталей перед сваркой. Внедрение Т-образных соединений требует дополнительных исследований специфики распределения тепла, формирования напряженно-деформированного состояния в процессе и после сварки. В связи с этим актуальны исследования остаточных напряжений в Т-образных соединениях титановых сплавов, полученных линейной сваркой трением. В работе исследуются остаточные напряжения в соединении, имитирующем соединение лопатка – диск. Рассматриваются результаты сварки, где на детали, имитирующей лопатку, выфрезерован рельеф меньшего сечения. Предложена конечно-элементная модель, охватывающая стадии проковки, охлаждения и снятия деталей со сборочного приспособления. Модель разработана в пакете ANSYS Workbench и описывает напряженно-деформированное состояние сваренных деталей, позволяя оценить распределение и уровень остаточных сварочных напряжений. Отличительной особенностью модели является учет несимметричного распределения температуры, полученный конечно-разностным решением тепловой задачи сварки Т-образного соединения, а также имитация формы шва, полученная в результате металлографических исследований сваренных образцов. Представленная модель позволяет оценить остаточные напряжения в соединениях. Распределения остаточных напряжений в исследованных Т-образных соединениях отличаются от таковой в стыковых – во всех исследованных случаях в сварном шве действуют сжимающие напряжения, уравнивающиеся растягивающими, действующими на расстоянии 1 мм от стыка. Формирование сжимающих напряжений в сварном шве обусловлено пластической деформацией под действием ковочного усилия.

Ключевые слова: линейная сварка трением; сварка давлением; остаточные напряжения; Т-образные соединения; напряженно-деформированное состояние; численное моделирование; титановые сплавы; моделирование температурного поля.

Для цитирования: Паутов А.Н., Медведев А.Ю., Галимов В.Р., Коленченко О.В. Влияние формы заготовок на остаточные напряжения при линейной сварке трением // *Frontier Materials & Technologies*. 2022. № 4. С. 102–112. DOI: 10.18323/2782-4039-2022-4-102-112.

ВВЕДЕНИЕ

Линейная сварка трением (ЛСТ) относится к перспективным способам получения соединений деталей как из одного материала, так и комбинации разных материалов. При ЛСТ нагрев осуществляется за счет работы сил трения, возникающих при линейном возвратно-поступательном движении (ВПД) соединяемых частей свариваемого изделия (рис. 1) относительно друг друга.

Одной из основных сфер применения ЛСТ является приварка титановых лопаток к ступице в моноколесах

осевых компрессоров газотурбинных двигателей. Для моноколес, имеющих жесткие допуски на отклонения формы и размеров и эксплуатирующихся в условиях циклического нагружения, крайне важен вопрос прогнозирования уровня остаточных напряжений (ОН).

Для оценки ОН применяются экспериментальные методы, среди которых наибольшее развитие за последнее десятилетие получили разрушающие методы (высвобождение с регистрацией деформаций) и неразрушающие (рентгенодифракционный и нейтронография), а также расчетные, основанные на оценке напряженно-деформированного состояния аналитическими

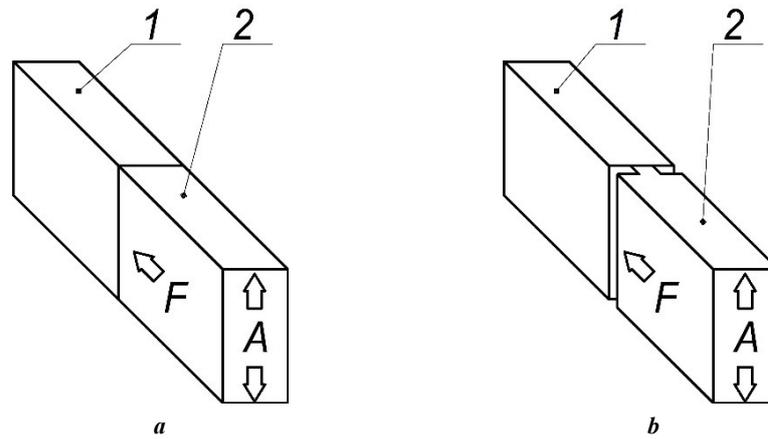


Рис. 1. Схема процесса линейной сварки трением:
a – с симметричным рельефом; **b** – с несимметричным рельефом.
 1 – неподвижный элемент, 2 – подвижный элемент,
 F – усилие проковки, A – направление возвратно-поступательного движения

Fig. 1. Linear friction welding process diagram:
a – with a symmetrical pattern; **b** – with a nonsymmetrical pattern.
 1 – stationary element, 2 – moving element, F – forging force, A – in and out direction

либо численными методами [1]. Перечисленные методы применяются также и для исследования полей ОН в соединениях, полученных ЛСТ [2].

В работе [3] изучали уровни ОН в области сварного шва, полученного ЛСТ образцов с симметричным рельефом для титановых сплавов Ti–6Al–4V и Ti–6Al–2Sn–4Zr–2Mo. Измерения проводились с использованием рентгенодифракционного метода и сравнивались с измерениями, полученными с помощью метода высвобождения. Было обнаружено, что пиковые растягивающие ОН, создаваемые процессом сварки, выше для более тугоплавкого сплава Ti–6Al–2Sn–4Zr–2Mo (750 МПа), чем для Ti–6Al–4V (650 МПа). Значения ОН в направлении, перпендикулярном плоскости стыка (направление z), оказались намного ниже по сравнению с действующими в плоскости стыка, причем в направлении, перпендикулярном ВПД (Y=26 мм), ОН на 30 % больше, чем в направлении ВПД (X=13 мм).

В [4] изучали влияние давления проковки на ОН при ЛСТ образцов из титанового сплава Ti–6Al–4V с сечением Y=7 мм, X=13 мм с симметричным рельефом. Рентгенодифракционным методом выявлено, что увеличение давления проковки снижает оба компонента растягивающих ОН в плоскости стыка, а составляющую ОН в направлении осадки снижает практически до нулевых значений. Максимальные значения ОН наблюдаются в направлении OX и составляют порядка 670 МПа. Аналогичные распределения получены в [5] из сплава TC17 методом высвобождения на образцах с сечением X=70 мм, Z=20 мм (максимальные значения растягивающих напряжений в этом случае составили 300–350 МПа).

В [6] с помощью нейтрографии изучали ОН при ЛСТ образцов с сечением X=13 мм, Z=14 мм с симметричным рельефом для титановых сплавов MDG10051R и MDG10050. Было выявлено, что в области стыка растягивающие ОН составляют: по оси X примерно 360–380 МПа, по Z – 380–400 МПа и по Y – 200–210 МПа.

На расстоянии более 5 мм от стыка растягивающие ОН переходят в сжимающие.

В [7] при исследовании ОН при ЛСТ образцов с сечением X=50 мм, Z=2 мм с симметричным рельефом для среднеуглеродистой стали (ISO-C45, JIS-S45C) использовали рентгенодифракционный метод. Результаты сравнивали с измерениями, полученными с помощью метода высвобождения. Была выявлена хорошая корреляция между двумя методами, однако наблюдалось различие в величине максимальных значений ОН, связанная, скорее всего, с погрешностью метода высвобождения. С увеличением давления проковки со 100 до 400 МПа растягивающие ОН по оси OX снижаются с 450 до 240 МПа.

Экспериментальные исследования ОН соединений, полученных ЛСТ, ведутся достаточно активно всеми методами, перечисленными выше. Исследованиям подвергаются как соединения деталей из одного материала, так и комбинации разных групп материалов, но большая часть работ посвящена титановым сплавам. Приведенные результаты показывают, что распределение ОН определяется формой и размерами свариваемого сечения, а также условиями сварки. Рентгенодифракционный метод и нейтрография обеспечивают регистрацию ОН только на поверхности объекта исследования, а метод высвобождения относится к разрушающим методам, что существенно осложняет их применение на практике.

Для оценки послесварочного напряженно-деформированного состояния широко применяется моделирование термомеханических процессов при сварке. Авторы [8], изучая с помощью рентгенодифракционного метода ОН при ЛСТ образцов с сечением Z=14,8 мм, X=33,6 мм с симметричным рельефом из алюминиевого сплава AA2024, выявили, что при переходе к алюминиевым сплавам значительно изменяется картина распределения ОН. В частности, по направлению X в области стыка ОН составляют порядка 100 МПа. На расстоянии 8–10 мм от стыка наблюдаются максимальные

растягивающие ОН порядка 480–500 МПа. На расстоянии 20–22 мм от стыка максимальные сжимающие напряжения равны 300–350 МПа. Кроме того, выполнялось конечно-элементное моделирование в двухмерной постановке всего цикла сварки с имитацией ВПД и выхода грата с перестроением сетки в процессе расчетов. Результаты проведенного моделирования достаточно достоверно описывают изменение величины осадки. Также модель позволяет определить распределение ОН, которое качественно сходится с экспериментальными данными, тогда как количественно величина ОН верна только приблизительно. Кроме того, модель позволяет зафиксировать изменение температуры в процессе ЛСТ, максимум которой соответствует горячей штамповке.

Авторами [9] проведено конечно-элементное моделирование с использованием двухмерной модели, имитирующей нагрузки в процессе ЛСТ и деформации, в том числе выход грата на образцах из титанового сплава ВТ6 с симметричным рельефом. Получены растягивающие ОН (по оси OX – 600 МПа, по OY – 950–1000 МПа, по OZ – 150–180 МПа). Результаты были верифицированы рентгенодифракционным методом.

В работе [10] выполнялось конечно-элементное моделирование ОН в трехмерной постановке для образцов с сечением $Z=20$ мм, $X=40$ мм из титанового сплава ВТ6 с симметричным рельефом, учитывающее удаление части металла в грат за счет послойного удаления нагретого металла в области сварного шва и не учитывающее ВПД. Результаты сравнивались с работами ранее рассмотренных авторов [3; 4; 6] рентгенодифракционным методом и нейтронографией. Выявлено, что направление ВПД практически не оказывает влияния на ОН. Величина составляющих ОН зависит от формы заготовок, и, как правило, большие значения ОН совпадают с большим размером образца. Увеличение частоты и амплитуды ВПД приводит к увеличению ОН и сужению зоны его распространения.

Авторы [11] изучали ОН при ЛСТ на образцах с сечением $X=14$ мм, $Z=10$ мм с симметричным и несимметричным рельефом для никелевых сплавов GH4169 и FGH96. Выполнялось конечно-элементное моделирование в трехмерной постановке всего цикла сварки с имитацией ВПД и выхода грата. Модель продемонстрировала асимметричное распределение полей температур и ОН, причем форма распределения ОН схожа с результатами из работы [8]: имеют место ярко выраженные пики растягивающих напряжений в околосварной зоне, в области сварного шва наблюдаются также растягивающие напряжения, но в три раза меньшего значения, причем со стороны более пластичного материала пик растягивающих ОН несколько выше.

Конечно-элементная модель [12] в двухмерной постановке для образцов из титанового сплава ВТ6 с несимметричным рельефом имитирует нагрузки в процессе ЛСТ и деформации, в том числе и выход грата на образцах. В результате было получено несимметричное распределение температуры – больше нагревается тонкая деталь. Очистка стыка затруднена по сравнению с образцами с симметричным рельефом

Приведенные данные показывают, что для моделирования послесварочного напряженно-деформированного состояния применяются двух- и трехмерные конечно-элементные модели. Трехмерное моделирование

более трудоемко, сложнее в реализации, но дает возможность учесть геометрию реальных конструкций.

Традиционно приварка лопаток в моноколесах осуществляется встык, однако ведутся работы по замене стыковых соединений на более технологичные Т-образные. Переход к Т-образным соединениям обеспечит снижение затрат на обработку деталей перед сваркой, однако потребует дополнительных исследований специфики распределения тепла, формирования напряженно-деформированного состояния в процессе и после сварки. Процесс ЛСТ Т-образных соединений представляет собой несимметричную задачу как в плане напряженно-деформированного состояния, так и в плане распределения тепла. Перед началом моделирования необходимо сначала определить поле температур, возникающее в области сварного соединения, а потом, используя эту температуру как исходные данные, приступить к основным стадиям моделирования.

При этом традиционный подход к моделированию, используемый в мировой практике, основан на решении симметричной относительно плоскости стыка тепловой задачи [13–15]. Известен подход, при котором тепловая мощность, генерируемая трением, определяется по данным об усилении и скорости, записываемым сварочным оборудованием [16]. В этом случае для оценки распределения ОН достаточно решения тепловой задачи для фазы нагрева (при наличии возвратно-поступательного движения) и деформационной задачи на стадии проковки, что существенно упрощает процесс моделирования при сохранении удовлетворительной схожести с экспериментальными данными [17]. Моделирование всего цикла ЛСТ дает возможность учесть выход грата и определять температуры в области сварки непосредственно в процессе моделирования, что, безусловно, полезно, однако такой подход сложнее в реализации и значительно более трудоемок по сравнению с моделированием только стадии проковки, когда действует усилие сжатия при остывании металла и преимущественно происходит формирование ОН при ЛСТ.

В последние годы появились модели, пригодные для оценки температуры в условиях отсутствия симметрии, ориентированные преимущественно на исследование процесса получения биметаллических соединений [18]. Отличительной особенностью таких моделей является наличие обеих деталей в расчете и учет асимметрии в распределении тепловой мощности в деталях.

В настоящее время механизм образования ОН в Т-образных соединениях, полученных ЛСТ, мало изучен и требует дополнительного изучения.

Цель исследования – расчетная оценка послесварочного напряженно-деформированного состояния в Т-образных соединениях путем решения трехмерной деформационной задачи на стадии проковки при несимметричном относительно плоскости стыка распределении температур.

МЕТОДИКА ПРОВЕДЕНИЯ ИССЛЕДОВАНИЯ

Для сварки были использованы образцы из сплава ВТ6 по ОСТ 90013-81 с сечением в месте сварного стыка на неподвижной детали 13×26 мм. Для имитации Т-образного соединения лопатка – диск на одной из деталей (имитаторе лопатки) изготавливался рельеф

(рис. 2 а) сечением $N \times 26$ мм. Были изготовлены имитаторы лопатки 3 типоразмеров с размером выступа N , равным 6, 8 и 10 мм.

Режимы ЛСТ деталей с различной формой рельефа обеспечивали во всех случаях давление нагрева и проковки равным 100 МПа. Амплитуда и частота ВПД, величина осадки нагрева принимались равными соответственно 2 мм, 50 Гц и 2 мм.

Из сваренных образцов изготавливались шлифы для измерения ширины сварного шва и величины осадки каждой из деталей по схеме (рис. 2 б).

Для оценки температурного поля при ЛСТ была использована конечно-разностная одномерная модель, обеспечивающая учет несимметричного относительно плоскости стыка распределения тепла.

В данной работе материал обеих свариваемых деталей был один и тот же, теплофизические свойства обеих заготовок принимались одинаковыми. Неравномерность тепловых полей была обусловлена двумя факторами: 1) различной осадкой; 2) различной площадью сечения, через которое проходит тепловой поток.

Определение доли осадки каждой из деталей осуществлялось путем обмера изменения размера образцов после сварки. Различная осадка образцов характеризует различный отвод тепла деталями из стыка в грат.

Различие в площади сечения свариваемых заготовок влияет на градиент температуры в изделии и отведение тепла теплопроводностью в глубь заготовки. Так как использована одномерная конечноразностная модель, температурный поток, отводимый каждой деталью из стыка вглубь, определяется как

$$\Delta t(\tau) = \frac{\Delta}{2 \cdot \lambda \cdot F} \cdot N(\tau), \quad (1)$$

где Δt – приращение температуры, К;
 Δ – размер элемента сетки, мм;

λ – коэффициент теплопроводности изделия, Вт/(см·К);
 N – вводимая трением тепловая мощность, Вт;
 F – площадь сечения, через которое проходит тепловой поток, мм².

Как видно из (1), в детали меньшего сечения приращение температур больше. При учете двух вышеуказанных факторов возникает асимметрия расчетного теплового потока в каждой из заготовок, что в конечном счете приводит к различию температур в слоях, непосредственно прилегающих к плоскости трения. Для того чтобы нивелировать разницу температур вблизи плоскости трения, вводится фиктивный тепловой поток, соответствующий граничным условиям IV рода [16], который учитывает неравномерное распределение тепла между заготовками в зависимости от изменения двух вышеописанных факторов.

Размер элементов Δ был принят равным 0,05 мм, размер временного шага $\tau = 10^{-4}$ с. Размер расчетной области заготовок составил 15 мм, а продолжительность расчета – 1,5 с (15000 шагов), что позволило охватить весь процесс сварки и часть охлаждения после остановки для моделирования процесса проковки.

Для решения основной поставленной задачи использовался пакет программ ANSYS Workbench, с помощью которого имитировались нагрузки, возникающие в процессе ЛСТ и после для трех типоразмеров образцов. Использовалась модернизированная методика [19], согласно которой в процессе расчета учитываются следующие стадии:

- нагрев с приложением сварочного усилия F , равного 15,6, 20,8 и 26 кН для сечений подвижных деталей с размером N , равным 6, 8 и 10 мм соответственно, и закрепление образцов в оснастке (рис. 3 а);
- охлаждение с приложением сварочного усилия F и закрепление образцов в оснастке (рис. 3 б);
- высвобождение образцов из оснастки (рис. 3 с).

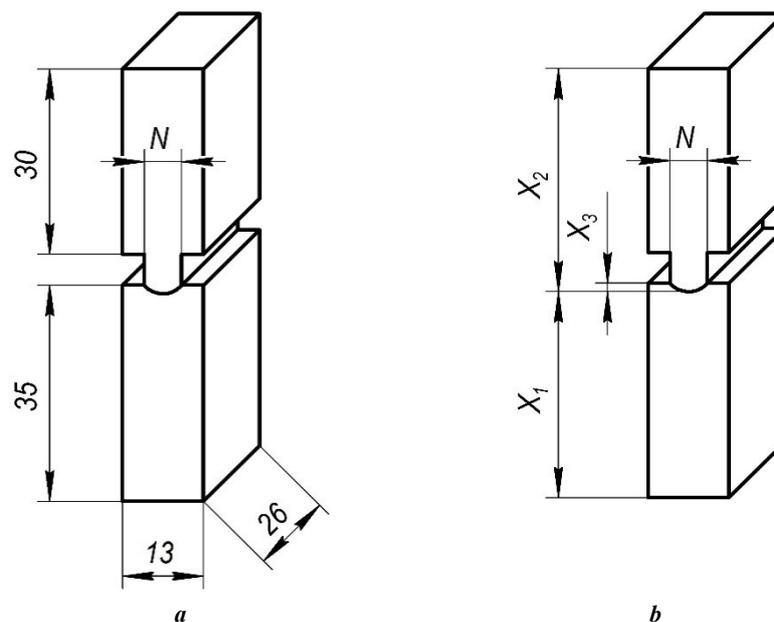


Рис. 2. Образец: а – полученный ЛСТ; б – схема обмера осадки компонентов
 Fig. 2. Sample: а – produced by linear friction welding; б – component upset measurement diagram

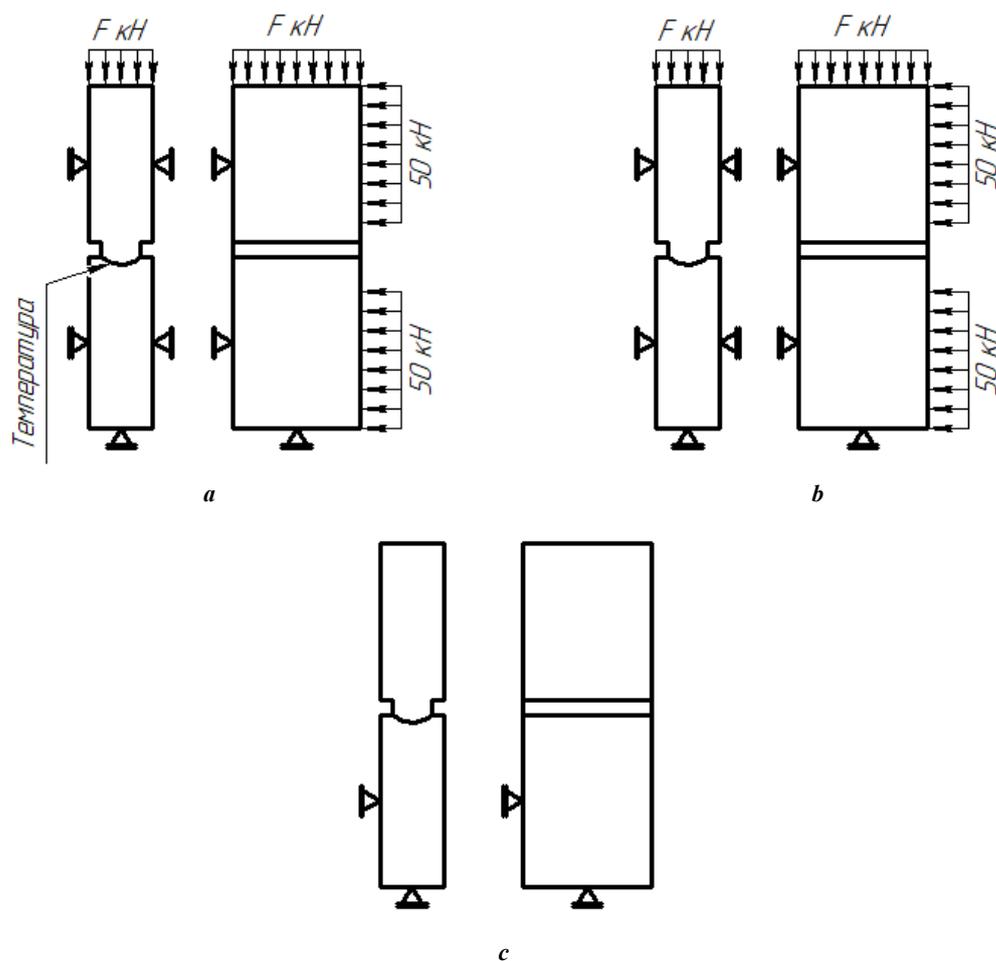


Рис. 3. Стадии процесса моделирования: **a** – нагрев; **b** – охлаждение; **c** – высвобождение из оснастки [19]
 Fig. 3. Modeling process stages: **a** – heating; **b** – cooling; **c** – release from fitting-out [19]

Для каждой стадии решались связанные задачи термического и механического анализов. Результаты анализа каждой стадии принимались как предварительная нагрузка для последующих стадий.

Свойства титанового сплава ВТ6 получены методом OPENCALTHAD по усредненному химическому составу и введены в ANSYS Workbench через Engineering Data.

Геометрическая модель была построена в пакете КОМПАС-3D и импортирована стандартными средствами ANSYS Workbench. Изогнутая в виде желоба форма сварного шва строилась на основе результатов металлографических исследований. Обе части образца разбивались на два фрагмента плоскостью, отступающей от впадины желоба сварного шва на 5 мм. В последующем уменьшался размер элементов сетки для двух фрагментов, расположенных ближе к области сварного шва. Полученные четыре фрагмента объединялись в две детали с применением пакета ANSYS Design Modeler.

На полученные геометрические модели накладывались следующие граничные условия:

- коэффициент поверхностной теплоотдачи $30 \text{ Вт/К}\cdot\text{м}^2$ [20] по всей наружной поверхности образцов;
- на поверхность сварного шва задавались температуры согласно термическим циклам, полученным на третьем этапе;

- ограничения, имитирующие оснастку, задавались с помощью функции нулевого перемещения поверхности по одной из осей;

- усилия, имитирующие воздействие оснастки, и сварочное усилие F задавались с помощью функции приложения распределенного усилия по направлению одной из осей;

- между частями образца на стадии нагрева задавался тип контакта «без проникновения», а на стадиях охлаждения и высвобождения из оснастки – «связанный».

Для решения задачи методом конечных элементов геометрические модели были разбиты на элементы. В работе использовалась сетка, состоящая при тепловой задаче из двадцати узловых элементов SOLID 90, которые при переходе к деформационной задаче преобразовывались в SOLID 186 размером не более 1,0 мм в области сварного шва.

РЕЗУЛЬТАТЫ ИССЛЕДОВАНИЯ

Макроскопическое строение Т-образного сварного соединения представлено на рис. 4, где видно, что сварной шов формируется в форме желоба. Результаты замеров величины осадки, ширины шва и глубины желоба шва по схеме, изображенной рис. 2 б, представлены в таблице 1.

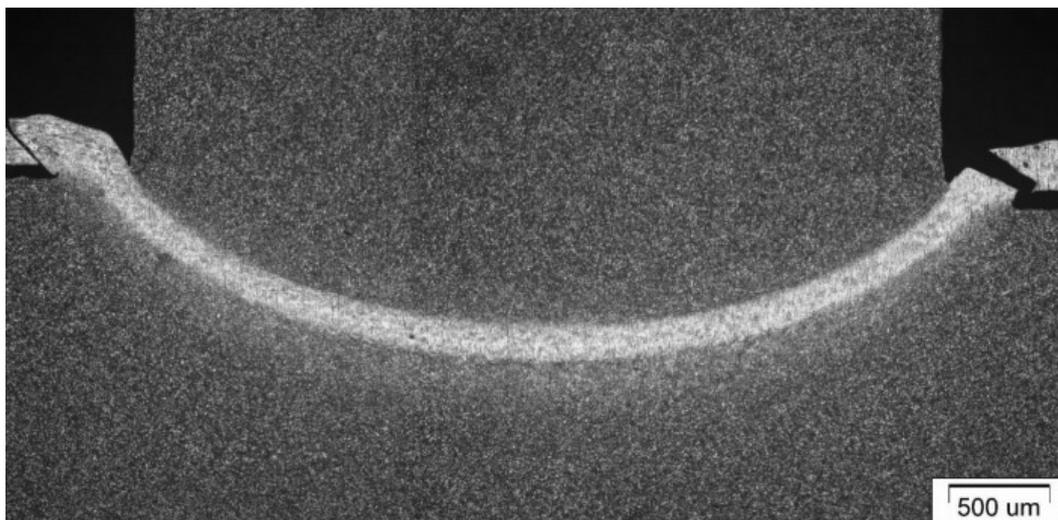


Рис. 4. Пример макрошлифа образца с сечением сварного шва 6×26 мм
Fig. 4. An example of sample macro-section with the weld seam profile of 6×26 mm

Таблица 1. Результаты замеров образцов
Table 1. Specimens' measurement results

Сечение, мм	Длина после осадки неподвижной детали (X_1), мм	Длина после осадки подвижной детали (X_2), мм	Глубина желоба (X_3), мм
6×26	33,9	34,1	0,9
8×26	34	34	1
10×26	33,6	33,6	1,4

Распределения температур при сварке с учетом полученных данных об осадке деталей были вычислены для каждого из исследованных типоразмеров. Графики термических циклов сварки представлены на рис. 5. Как видно, максимальная температура, достигаемая в стыке при сварке, снижается по мере уменьшения площади сечения меньшей из деталей.

На рис. 6 показаны эпюры распределения напряжений по Мизесу для всех вариантов сечений сварного образца на стадии после высвобождения из оснастки.

На рис. 7 показаны составляющие напряжений по осям координат для всех вариантов сечений сварного образца на стадии после высвобождения из оснастки.

Изображения распределения эквивалентных напряжений по Мизесу для всех исследуемых образцов (рис. 6) наглядно показывают, что после высвобождения образцов из оснастки ОН уравниваются в области протяженностью не более 5 мм в обе стороны от стыка. Причем с увеличением свариваемого сечения максимальные напряжения снижаются.

Из рис. 6 и рис. 7 видно, что наибольшие напряжения возникают в поперечном OX и продольном OZ направлениях.

ОБСУЖДЕНИЕ РЕЗУЛЬТАТОВ

Анализ термических циклов показывает, что в Т-образных соединениях отсутствует площадка постоянной

температуры в стыке, характерная для сварки образцов из одного материала и с одним сечением. Причем для случая, когда сечения мало отличаются (образец с шириной 10 мм), максимальная температура в стыке (1640 К) близка к максимальной температуре при сварке образцов одинакового сечения. Таким образом, можно сделать вывод, что для достижения квазистационарного состояния в образцах с несимметричным рельефом нужно достижение больших значений осадки по сравнению со сваркой симметричных изделий, а величина осадки будет зависеть от отношения площадей – чем оно ближе к единице, тем быстрее будет достигнуто квазистационарное состояние.

Следует отметить, что форма сварного соединения (рис. 4) представляет собой дугу, вдавленную в образец большего сечения. В таком случае возможность применения модели с плоским источником нагрева будет ограничиваться разницей в площадях свариваемых образцов и степени кривизны сварного соединения. Для случая, где площадь меньшей детали будет сильно отличаться от основной детали, нужно будет применять модель с модифицированным источником или переходить к другому методу моделирования.

Результаты анализа макроструктуры сварного соединения свидетельствуют о том, что осадка при сварке Т-образного соединения происходит за счет деформации обеих деталей, причем деформация имитатора ступицы приводит к заглублению сварного шва в ее тело (рис. 4).

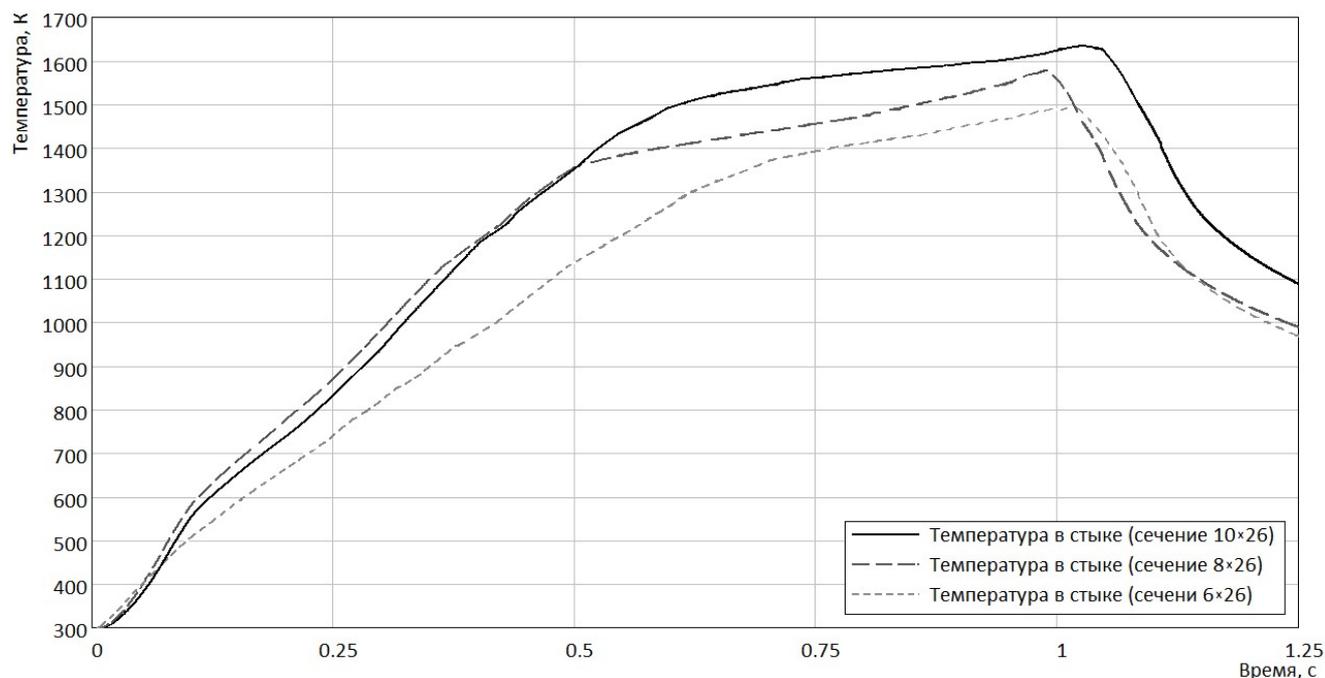


Рис. 5. Термические циклы в плоскости стыка
Fig. 5. Thermal cycles in an interface surface

Из рис. 6 и рис. 7 видно, что составляющая напряжений OX , ось которых направлена параллельно длинной стороне свариваемого сечения образца, не превышает 320–350, 35–50 и 15–20 МПа в области до 1 мм по обе стороны от свариваемого стыка, в областях свыше 1 мм от свариваемого стыка со стороны ступицы и со стороны лопатки соответственно.

Из рис. 6 и рис. 7 видно, что составляющая напряжений OZ , ось которых направлена параллельно короткой стороне свариваемого сечения образца, не превышает 250–300, 50–80 и 30–40 МПа в области до 1 мм по обе стороны от свариваемого стыка, в областях свыше 1 мм от свариваемого стыка со стороны ступицы и со стороны лопатки соответственно.

В зоне, не превышающей 1 мм в обе стороны от стыка, наблюдаются сжимающие напряжения, а далее по обе стороны от нее растягивающие, что кардинальным образом отличается от зафиксированных в работах [3; 4] по исследованию ОН для образцов с симметричным рельефом. На рис. 7 четко видно, что растягивающие напряжения распределяются несимметрично относительно стыка и примерно в 2 раза выше со стороны ступицы. Растягивающие напряжения в направлении по короткой стороне в 1,5–2 раза выше, чем по длинной. Сжимающие напряжения по направлению OZ на 15–20 % меньше, чем по направлению OX . Такое поведение, скорее всего, связано с высокой эффективностью проковки для сварных соединений рассмотренной конструкции.

Из рис. 6 и рис. 7 видно, что составляющая напряжений OY , соосная направлению вектора усилия проковки в области стыка, не превышает 25–30 и 5–12 МПа сжимающих и растягивающих напряжений соответственно. Это в 8–12 раз меньше, чем у продольной и поперечной составляющих. Такое кратное

снижение ОН объясняется комбинацией двух факторов: значительно большей протяженностью в направлениях OX и OZ относительно OY зоны нагретого в процессе ЛСТ металла и компенсацией температурной усадки за счет усилия проковки. Напряжения в направлении проковки имеют неярко выраженную тенденцию к росту по мере уменьшения ширины шва N , что может свидетельствовать об увеличении асимметрии в распределении напряжений и деформаций по мере уменьшения размера N .

ОСНОВНЫЕ РЕЗУЛЬТАТЫ

Разработанная численная модель напряженно-деформированного состояния при проковке Т-образных соединений сплавов титана учитывает отсутствие симметрии температурного поля относительно плоскости стыка и позволяет получить распределение остаточных напряжений в зоне сварного соединения.

Полученные распределения остаточных напряжений отличаются от зафиксированных другими исследователями для образцов с симметричным рельефом – во всех исследованных случаях сварной шов представляет собой зону действия сжимающих напряжений. Максимальные значения сжимающих напряжений в продольном направлении составляют 320–350 МПа и 250–300 МПа в поперечном.

Сжимающие напряжения компенсируются растягивающими напряжениями, располагающимися по обе стороны от стыка на расстоянии свыше 1 мм от него. Величина растягивающих напряжений достигает 50 МПа в продольном направлении (OX) и 80 МПа в поперечном (OZ), причем большие значения напряжений отмечены в более толстой детали.

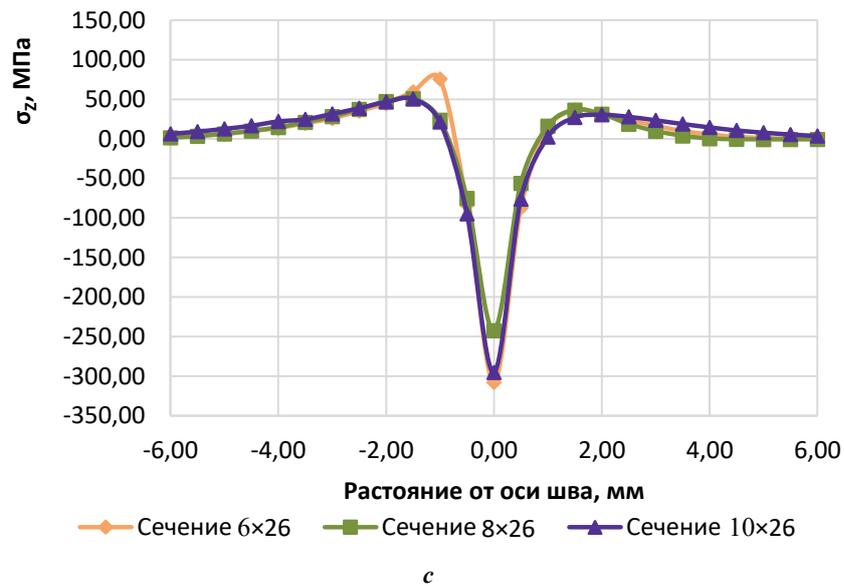
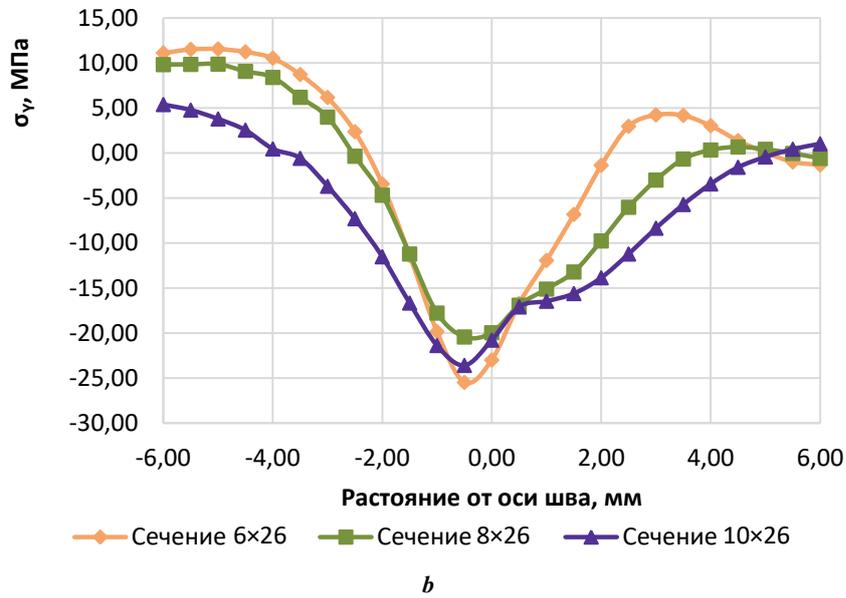
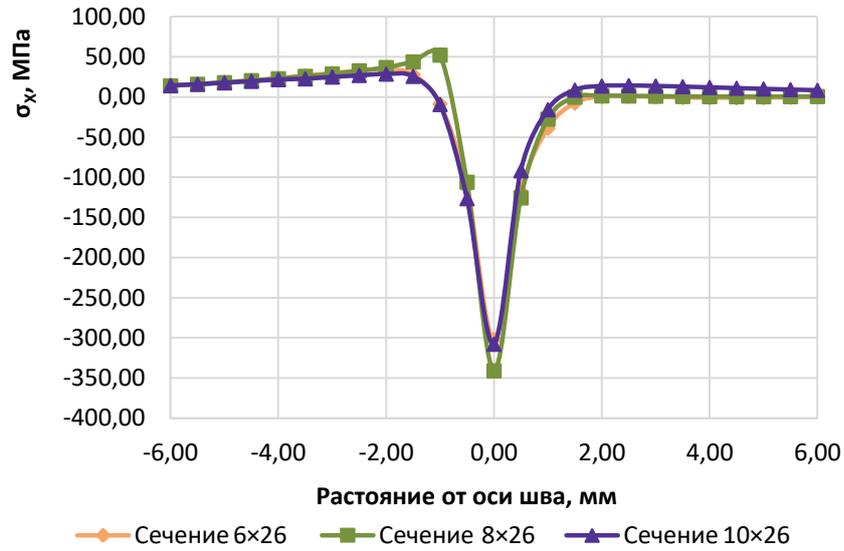


Рис. 7. Изменение составляющих ОН относительно свариваемого стыка по осям: **а** – OX; **б** – OY; **с** – OZ
 Fig. 7. Change in residual stress components relative to a welded joint along the axes: **a** – OX; **b** – OY; **c** – OZ

Напряжения в направлении проковки малы по сравнению с компонентами σ_z и σ_x , но имеется тенденция к их росту по мере уменьшения ширины шва N .

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Tabatabaeian A., Ghasemi A.R., Shokrieh M.M., Marzbanrad B., Baraheni M., Fotouhi M. Residual Stress in Engineering Materials: A Review // *Advanced engineering materials*. 2022. Vol. 24. № 3. Article number 2100786. DOI: [10.1002/adem.202100786](https://doi.org/10.1002/adem.202100786).
2. McAndrew A.R., Colegrove P.A., Bühr C., Flipo B.C.D., Vairis A. A literature review of Ti-6Al-4V linear friction welding // *Progress in Materials Science*. 2018. Vol. 92. P. 225–257. DOI: [10.1016/j.pmatsci.2017.10.003](https://doi.org/10.1016/j.pmatsci.2017.10.003).
3. Frankel P., Preuss M., Steuwer A., Withers P.J., Bray S. Comparison of residual stresses in Ti-6Al-4V and Ti-6Al-2Sn-4Zr-2Mo linear friction welds // *Materials Science and Technology*. 2009. Vol. 25. № 5. P. 640–650. DOI: [10.1179/174328408X332825](https://doi.org/10.1179/174328408X332825).
4. Romero J., Attallah M.M., Preuss M., Karadge M., Bray S.E. Effect of the forging pressure on the microstructure and residual stress development in Ti-6Al-4V linear friction welds // *Acta Materialia*. 2009. Vol. 57. № 18. P. 5582–5592. DOI: [10.1016/j.actamat.2009.07.055](https://doi.org/10.1016/j.actamat.2009.07.055).
5. Liu C., Dong C.-L. Internal residual stress measurement on linear friction welding of titanium alloy plates with contour method // *Transactions of Nonferrous Metals Society of China (English Edition)*. 2014. Vol. 24. № 5. P. 1387–1392. DOI: [10.1016/S1003-6326\(14\)63203-9](https://doi.org/10.1016/S1003-6326(14)63203-9).
6. Daymond M.R., Bonner N.W. Measurement of strain in a titanium linear friction weld by neutron diffraction // *Physica B: Condensed Matter*. 2003. Vol. 325. P. 130–137. DOI: [10.1016/S0921-4526\(02\)01514-4](https://doi.org/10.1016/S0921-4526(02)01514-4).
7. Gadallah R., Tsutsumi S., Aoki Y., Fujii H. Investigation of residual stress within linear friction welded steel sheets by alternating pressure via X-ray diffraction and contour method approaches // *Journal of Manufacturing Processes*. 2021. Vol. 64. P. 1223–1234. DOI: [10.1016/j.jmapro.2021.02.055](https://doi.org/10.1016/j.jmapro.2021.02.055).
8. Song X., Xie M., Hofmann F., Jun T.S., Connolley T., Reinhard C., Atwood R.C., Connor L., Drakopoulos M., Harding S., Korsunsky A.M. Residual stresses in Linear Friction Welding of aluminium alloys // *Materials and Design*. 2013. Vol. 50. P. 360–369. DOI: [10.1016/j.matdes.2013.03.051](https://doi.org/10.1016/j.matdes.2013.03.051).
9. Turner R., Ward R.M., March R., Reed R.C. The magnitude and origin of residual stress in Ti-6Al-4V linear friction welds: An investigation by validated numerical modeling // *Metallurgical and materials transactions B: Process Metallurgy and Materials Processing Science*. 2012. Vol. 43. № 1. P. 186–197. DOI: [10.1007/s11663-011-9563-9](https://doi.org/10.1007/s11663-011-9563-9).
10. Bühr C., Ahmad B., Colegrove P.A., McAndrew A.R., Guo H., Zhang X. Prediction of residual stress within linear friction welds using a computationally efficient modelling approach // *Materials and Design*. 2018. Vol. 139. P. 222–233. DOI: [10.1016/j.matdes.2017.11.013](https://doi.org/10.1016/j.matdes.2017.11.013).
11. Geng P., Qin G., Zhou J. A computational modeling of fully friction contact-interaction in linear friction welding of Ni-based superalloys // *Materials and Design*. 2020. Vol. 185. Article number 108244. DOI: [10.1016/j.matdes.2019.108244](https://doi.org/10.1016/j.matdes.2019.108244).
12. Lee L.A., McAndrew A.R., Buhr C., Beamish K.A., Colegrove P.A. 2D linear friction weld modelling of a Ti-6Al-4V T-joint // *Journal of Engineering Science and Technology Review*. 2015. Vol. 8. № 6. P. 44–48. DOI: [10.25103/jestr.086.12](https://doi.org/10.25103/jestr.086.12).
13. Li W., Vairis A., Preuss M., Ma T. Linear and rotary friction welding review // *International Materials Reviews*. 2016. Vol. 61. № 2. P. 71–100. DOI: [10.1080/09506608.2015.1109214](https://doi.org/10.1080/09506608.2015.1109214).
14. Li W.-Y., Ma T., Li J. Numerical simulation of linear friction welding of titanium alloy: Effects of processing parameters // *Materials and Design*. 2010. Vol. 31. № 3. P. 1497–1507. DOI: [10.1016/j.matdes.2009.08.023](https://doi.org/10.1016/j.matdes.2009.08.023).
15. Schröder F., Ward R.M., Walpole A.R., Turner R.P., Attallah M.M., Gebelin J.-C., Reed R.C. Linear friction welding of Ti6Al4V: experiments and modeling // *Materials Science and Technology*. 2015. Vol. 31. № 3. P. 372–384. DOI: [10.1179/1743284714Y.000000575](https://doi.org/10.1179/1743284714Y.000000575).
16. McAndrew A.R., Colegrove P.A., Addison A.C., Flipo B.C.D., Russel M.J. Energy and force analysis of Ti-6Al-4V linear friction welds for computational modeling input and validation data // *Metallurgical and Materials Transactions A: Physical Metallurgy and Materials Science*. 2014. Vol. 45. № 13. P. 6118–6128. DOI: [10.1007/s11661-014-2575-8](https://doi.org/10.1007/s11661-014-2575-8).
17. Bühr C., Colegrove P.A., McAndrew A.R. A computationally efficient thermal modelling approach of the linear friction welding process // *Journal of Materials Processing Technology*. 2018. Vol. 252. P. 849–858. DOI: [10.1016/j.jmatprotec.2017.09.013](https://doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2017.09.013).
18. Medvedev A.U., Galimov V.R., Gatiyatullin I.M., Murugova O.V. Finite difference model of temperature fields in linear friction welding // *Solid State Phenomena*. 2020. Vol. 303. P. 175–180. DOI: [10.4028/www.scientific.net/ssp.303.175](https://doi.org/10.4028/www.scientific.net/ssp.303.175).
19. Nikiforov R., Medvedev A., Tarasenko E., Vairis A. Numerical simulation of residual stresses in linear friction welded joints // *Journal of Engineering Science and Technology Review*. 2015. Vol. 8. № 6. P. 49–53. DOI: [10.25103/jestr.086.13](https://doi.org/10.25103/jestr.086.13).
20. Pervaiz S., Deiab, I., Wahba, E., Rashid A., Nicolescu M. A numerical and experimental study to investigate convective heat transfer and associated cutting temperature distribution in single point turning // *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*. 2018. Vol. 94. № 1-4. P. 897–910. DOI: [10.1007/s00170-017-0975-9](https://doi.org/10.1007/s00170-017-0975-9).

REFERENCES

1. Tabatabaeian A., Ghasemi A.R., Shokrieh M.M., Marzbanrad B., Baraheni M., Fotouhi M. Residual Stress in Engineering Materials: A Review. *Advanced engineering materials*, 2022, vol. 24, no. 3, article number 2100786. DOI: [10.1002/adem.202100786](https://doi.org/10.1002/adem.202100786).
2. McAndrew A.R., Colegrove P.A., Bühr C., Flipo B.C.D., Vairis A. A literature review of Ti-6Al-4V linear friction welding. *Progress in Materials Science*. 2018, vol. 92, pp. 225–257. DOI: [10.1016/j.pmatsci.2017.10.003](https://doi.org/10.1016/j.pmatsci.2017.10.003).

3. Frankel P., Preuss M., Steuwer A., Withers P.J., Bray S. Comparison of residual stresses in Ti-6Al-4V and Ti-6Al-2Sn-4Zr-2Mo linear friction welds. *Materials Science and Technology*, 2009, vol. 25, no. 5, pp. 640–650. DOI: [10.1179/174328408X332825](https://doi.org/10.1179/174328408X332825).
4. Romero J., Attallah M.M., Preuss M., Karadge M., Bray S.E. Effect of the forging pressure on the microstructure and residual stress development in Ti-6Al-4V linear friction welds. *Acta Materialia*, 2009, vol. 57, no. 18, pp. 5582–5592. DOI: [10.1016/j.actamat.2009.07.055](https://doi.org/10.1016/j.actamat.2009.07.055).
5. Liu C., Dong C.-L. Internal residual stress measurement on linear friction welding of titanium alloy plates with contour method. *Transactions of Nonferrous Metals Society of China (English Edition)*, 2014, vol. 24, no. 5, pp. 1387–1392. DOI: [10.1016/S1003-6326\(14\)63203-9](https://doi.org/10.1016/S1003-6326(14)63203-9).
6. Daymond M.R., Bonner N.W. Measurement of strain in a titanium linear friction weld by neutron diffraction. *Physica B: Condensed Matter*, 2003, vol. 325, pp. 130–137. DOI: [10.1016/S0921-4526\(02\)01514-4](https://doi.org/10.1016/S0921-4526(02)01514-4).
7. Gadallah R., Tsutsumi S., Aoki Y., Fujii H. Investigation of residual stress within linear friction welded steel sheets by alternating pressure via X-ray diffraction and contour method approaches. *Journal of Manufacturing Processes*, 2021, vol. 64, pp. 1223–1234. DOI: [10.1016/j.jmapro.2021.02.055](https://doi.org/10.1016/j.jmapro.2021.02.055).
8. Song X., Xie M., Hofmann F., Jun T.S., Connolley T., Reinhard C., Atwood R.C., Connor L., Drakopoulos M., Harding S., Korsunsky A.M. Residual stresses in Linear Friction Welding of aluminium alloys. *Materials and Design*, 2013, vol. 50, pp. 360–369. DOI: [10.1016/j.matdes.2013.03.051](https://doi.org/10.1016/j.matdes.2013.03.051).
9. Turner R., Ward R.M., March R., Reed R.C. The magnitude and origin of residual stress in Ti-6Al-4V linear friction welds: An investigation by validated numerical modeling. *Metallurgical and materials transactions B: Process Metallurgy and Materials Processing Science*, 2012, vol. 43, no. 1, pp. 186–197. DOI: [10.1007/s11663-011-9563-9](https://doi.org/10.1007/s11663-011-9563-9).
10. Bühr C., Ahmad B., Colegrove P.A., McAndrew A.R., Guo H., Zhang X. Prediction of residual stress within linear friction welds using a computationally efficient modelling approach. *Materials and Design*, 2018, vol. 139, pp. 222–233. DOI: [10.1016/j.matdes.2017.11.013](https://doi.org/10.1016/j.matdes.2017.11.013).
11. Geng P., Qin G., Zhou J. A computational modeling of fully friction contact-interaction in linear friction welding of Ni-based superalloys. *Materials and Design*, 2020, vol. 185, article number 108244. DOI: [10.1016/j.matdes.2019.108244](https://doi.org/10.1016/j.matdes.2019.108244).
12. Lee L.A., McAndrew A.R., Buhr C., Beamish K.A., Colegrove P.A. 2D linear friction weld modelling of a Ti-6Al-4V T-joint. *Journal of Engineering Science and Technology Review*, 2015, vol. 8, no. 6, pp. 44–48. DOI: [10.25103/jestr.086.12](https://doi.org/10.25103/jestr.086.12).
13. Li W., Vairis A., Preuss M., Ma T. Linear and rotary friction welding review. *International Materials Reviews*, 2016, vol. 61, no. 2, pp. 71–100. DOI: [10.1080/09506608.2015.1109214](https://doi.org/10.1080/09506608.2015.1109214).
14. Li W.-Y., Ma T., Li J. Numerical simulation of linear friction welding of titanium alloy: Effects of processing parameters. *Materials and Design*, 2010, vol. 31, no. 3, pp. 1497–1507. DOI: [10.1016/j.matdes.2009.08.023](https://doi.org/10.1016/j.matdes.2009.08.023).
15. Schröder F., Ward R.M., Walpole A.R., Turner R.P., Attallah M.M., Gebelin J.-C., Reed R.C. Linear friction welding of Ti6Al4V: experiments and modeling. *Materials Science and Technology*, 2015, vol. 31, no. 3, pp. 372–384. DOI: [10.1179/1743284714Y.0000000575](https://doi.org/10.1179/1743284714Y.0000000575).
16. McAndrew A.R., Colegrove P.A., Addison A.C., Flipo B.C.D., Russel M.J. Energy and force analysis of Ti-6Al-4V linear friction welds for computational modeling input and validation data. *Metallurgical and Materials Transactions A: Physical Metallurgy and Materials Science*, 2014, vol. 45, no. 13, pp. 6118–6128. DOI: [10.1007/s11661-014-2575-8](https://doi.org/10.1007/s11661-014-2575-8).
17. Bühr C., Colegrove P.A., McAndrew A.R. A computationally efficient thermal modelling approach of the linear friction welding process. *Journal of Materials Processing Technology*, 2018, vol. 252, pp. 849–858. DOI: [10.1016/j.jmatprotec.2017.09.013](https://doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2017.09.013).
18. Medvedev A.U., Galimov V.R., Gatiyatullin I.M., Murugova O.V. Finite difference model of temperature fields in linear friction welding. *Solid State Phenomena*, 2020, vol. 303, pp. 175–180. DOI: [10.4028/www.scientific.net/ssp.303.175](https://doi.org/10.4028/www.scientific.net/ssp.303.175).
19. Nikiforov R., Medvedev A., Tarasenko E., Vairis A. Numerical simulation of residual stresses in linear friction welded joints. *Journal of Engineering Science and Technology Review*, 2015, vol. 8, no. 6, pp. 49–53. DOI: [10.25103/jestr.086.13](https://doi.org/10.25103/jestr.086.13).
20. Pervaiz S., Deiab, I., Wahba, E., Rashid A., Nicolescu M. A numerical and experimental study to investigate convective heat transfer and associated cutting temperature distribution in single point turning. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 2018, vol. 94, no. 1-4, pp. 897–910. DOI: [10.1007/s00170-017-0975-9](https://doi.org/10.1007/s00170-017-0975-9).

The influence of a workpiece shape on residual stresses during linear friction welding

© 2022

Anatoly N. Pautov^{*1}, senior lecturer of Chair of Welding, Foundry and Additive Technologies

*Aleksandr Yu. Medvedev*², Doctor of Sciences (Engineering),

professor of Chair of Welding, Foundry and Additive Technologies

*Vitaly R. Galimov*³, postgraduate student,

senior lecturer of Chair of Welding, Foundry and Additive Technologies

*Olga V. Kolenchenko*⁴, PhD (Engineering),

assistant professor of Chair of Welding, Foundry and Additive Technologies

Ufa University of Science and Technology, Ufa (Russia)

*E-mail: pautov.an@ugatu.su

¹ORCID: <https://orcid.org/0000-0003-3953-8062>

²ORCID: <https://orcid.org/0000-0003-0945-0270>

³ORCID: <https://orcid.org/0000-0001-8040-0570>

⁴ORCID: <https://orcid.org/0000-0002-2993-7425>

Received 29.04.2022

Accepted 12.08.2022

Abstract: Linear friction welding is an advanced technology for manufacturing titanium blisks for gas-turbine engine compressors, which are subjected to stringent requirements for cyclic strength and dimensional accuracy. Substitution of conventional butt joints with more technological T-shape joints is a promising area, which provides reducing of the pre-welding machining costs. The introduction of T-form joints requires additional research of thermal distribution specifics and strain-stress state formation in the welding process and after its end. Therefore, the study of residual stresses in titanium alloy T-shape joints produced by linear friction welding is topical. The paper investigates the residual stresses in imitating welded blisk joints. The authors consider the results of welding where the blade imitator has a reamed relief of a smaller section. The finite element model covering forging, cooling, and disassembly of welded specimens is offered. The authors developed the model in ANSYS Workbench to describe the strain-stress state of welded specimens, which allows for estimating the residual stress levels and spreading. The main distinctive feature of the model is an accounting of asymmetric temperature distribution obtained by finite-difference solving of a T-shape joint thermal problem and weld shape simulation obtained as a result of welded joints metallographic research. The presented model allows the evaluation of the residual stresses in joints. The distribution of residual stresses in T-shaped welded joints is specific – compressive stresses existing in a weld are balanced by tensile stresses acting at a distance of 1 mm from the joint. The formation of compressive stresses in a weld is caused by plastic deformation due to the forging force action.

Keywords: linear friction welding; pressure welding; residual stresses; T-shape welds; stress-strain state; numerical simulation; titanium alloys; thermal field modeling.

For citation: Pautov A.N., Medvedev A.Yu., Galimov V.R., Kolenchenko O.V. The influence of a workpiece shape on residual stresses during linear friction welding. *Frontier Materials & Technologies*, 2022, no. 4, pp. 102–112. DOI: 10.18323/2782-4039-2022-4-102-112.