

Сапожников С.Б., Иванов М.А., Щербаков И.А. Оценка предельной нагрузки сварных соединений высокопрочных сталей с учетом их механической и геометрической неоднородности // Вестник Пермского национального исследовательского политехнического университета. Механика. 2020. № 1. С. 99-108. DOI: 10.15593/perm.mech/2020.1.08

Sapozhnikov S.B., Ivanov M.A., Shcherbakov I.A. The ultimate load estimation of welded joints of high-strength steels subject to mechanical and geometric heterogeneity. *PNRPU Mechanics Bulletin*, 2020, no. 1, pp. 99-108. DOI: 10.15593/perm.mech/2020.1.08



ВЕСТНИК ПНИПУ. МЕХАНИКА

№ 1, 2020

PNRPU MECHANICS BULLETIN

<http://vestnik.pstu.ru/mechanics/about/inf/>



DOI: 10.15593/perm.mech/2020.1.08

УДК 539.3

ОЦЕНКА ПРЕДЕЛЬНОЙ НАГРУЗКИ СВАРНЫХ СОЕДИНЕНИЙ ВЫСОКОПРОЧНЫХ СТАЛЕЙ С УЧЕТОМ ИХ МЕХАНИЧЕСКОЙ И ГЕОМЕТРИЧЕСКОЙ НЕОДНОРОДНОСТИ

С.Б. Сапожников, М.А. Иванов, И.А. Щербаков

Южно-Уральский государственный университет, Челябинск, Россия

О СТАТЬЕ

Получена: 01 августа 2019 г.
Принята: 03 марта 2020 г.
Опубликована: 30 марта 2020 г.

Ключевые слова:

сварное соединение, высокопрочная сталь, индентирование, предельная нагрузка, МКЭ, механическая неоднородность, геометрическая неоднородность.

АННОТАЦИЯ

Рассмотрены проблемы, возникающие при численной оценке предельной нагрузки сварного соединения высокопрочных сталей с незначительным упрочнением.

На примере наплавки проволокой валика на пластину из высокопрочной стали смоделирован концентратор напряжений в узле перехода от наплавленного к основному металлу. Использование сварочной проволоки с пределом текучести меньшим, чем у основного металла, позволило смоделировать участки сварного соединения с неоднородными механическими свойствами. Изучена геометрия трех участков сварного соединения: металла сварного шва, зоны термического влияния (ЗТВ) и основного металла. Механические свойства всех трех участков определены расчетно-экспериментальным путем. Для этого предлагается считать материал во всех участках идеально упругопластическим, а предел текучести однозначно связать с твердостью в зоне индентирования (использован алмазный конус Роквелла). Расчеты процесса неупругого индентирования методом конечных элементов (МКЭ) в осесимметричной постановке позволили получить линейную связь твердости с пределом текучести с коэффициентом 0,418.

Испытания при квазистатическом трехточечном изгибе (с растяжением в участке наплавки) проведены на образцах-балках, вырезанных перпендикулярно направлению наплавки. Получены диаграммы «усилие – прогиб», которые сравниваются с расчетными кривыми (МКЭ в трехмерной постановке с явным учетом сложной конфигурации всех участков и различных пределов текучести в участках, определенных по локальным значениям твердости). Расчетные и экспериментальные предельные нагрузки хорошо согласуются.

Предлагаемая методика трехстадийного исследования (определение локальной твердости, пределов текучести в участках и предельной нагрузки) может эффективно использоваться для оценки предельных нагрузок сварных соединений ввиду малопараметричности предлагаемых моделей неупругого деформирования материалов в участках, для которых невозможно изготовление стандартных образцов для исследования механических свойств.

Проведенное экспериментальное исследование влияния усиления шва с концентратором напряжений в виде угла в 90° на величину предельной нагрузки при изгибе показало, что снятие наплавленного металла не приводит к росту предельной нагрузки сварного соединения при использовании сварочной проволоки из малоуглеродистой высокопластичной стали.

© ПНИПУ

© Сапожников Сергей Борисович – д.т.н., проф., e-mail: sapozhnikovsb@susu.ru, ID: [0000-0002-7022-4865](https://orcid.org/0000-0002-7022-4865)

Иванов Михаил Александрович – к.т.н., доц., e-mail: ivanovma@susu.ru, ID: [0000-0002-5207-0049](https://orcid.org/0000-0002-5207-0049)

Щербаков Игорь Александрович – ст. преп., e-mail: shcherbakovia@susu.ru, ID: [0000-0003-2317-7805](https://orcid.org/0000-0003-2317-7805)

Sergey B. Sapozhnikov – Doctor of Technical Sciences, Professor, e-mail: sapozhnikovsb@susu.ru, ID: [0000-0002-7022-4865](https://orcid.org/0000-0002-7022-4865)

Mikhail A. Ivanov – CSc in Technical Sciences, Associate Professor, e-mail: ivanovma@susu.ru, ID: [0000-0002-5207-0049](https://orcid.org/0000-0002-5207-0049)

Igor A. Shcherbakov – Senior Lecturer, e-mail: shcherbakovia@susu.ru, ID: [0000-0003-2317-7805](https://orcid.org/0000-0003-2317-7805)



Эта статья доступна в соответствии с условиями лицензии Creative Commons Attribution-NonCommercial 4.0 International License (CC BY-NC 4.0)

This work is licensed under a Creative Commons Attribution-NonCommercial 4.0 International License (CC BY-NC 4.0)

THE ULTIMATE LOAD ESTIMATION OF WELDED JOINTS OF HIGH-STRENGTH STEELS SUBJECT TO MECHANICAL AND GEOMETRIC HETEROGENEITY

S.B. Sapozhnikov, M.A. Ivanov, I.A. Shcherbakov

South Ural State University, Chelyabinsk, Russian Federation

ARTICLE INFO

Received: 01 August 2020

Accepted: 03 March 2020

Published: 30 March 2020

Keywords:

welded joint, high strength steel, indentation, ultimate load, FEM, mechanical heterogeneity, geometric heterogeneity.

ABSTRACT

In this paper we consider the problems arising in the numerical estimation of the ultimate load of welded joints of high-strength steels with slight hardening.

The stress concentrator in the transition node from the deposited to the base metal is modeled based on the example of welding a roller wire on a plate made of high-strength steel. The use of welding wire with a yield point lower than that of the base metal allowed to simulate areas of the welded joint with heterogeneous mechanical properties. The geometry of three areas of the welded joint is studied, i.e. weld metal, heat-affected zone (HAZ) and the base metal. Mechanical properties of all three areas are determined by calculation and experimentally. For this purpose, it is proposed to consider the material in all sections as ideally elastic-plastic, and the yield strength is uniquely associated with the hardness in the indentation zone (a Rockwell diamond cone is used). Calculations of the inelastic indentation process by the finite element method (FEM) in axis-symmetric formulation allowed obtaining a linear relationship between the hardness and the yield strength with a coefficient of 0.418.

Tests at a quasi-static three-point bend (with stretching in the surfacing area) were carried out on sample beams cut perpendicular to the direction of welding. The "force-deflection" diagrams are obtained and compared with the calculated curves (FEM in a three-dimensional formulation with an explicit consideration of the complex configuration of all sections and different yield stress in the areas determined by local hardness values). There is a good agreement between the calculated and experimental ultimate loads.

The proposed method of the three-stage study (determination of local hardness, yield strength in the areas and the ultimate load) can be effectively used to assess the ultimate loads of the welded joints due to the low parametricity of the proposed models of materials inelastic deformation in areas for which it is impossible to manufacture standard samples for the study of mechanical properties.

The experimental study of the strengthening effect of the seam with a stress concentrator in the form of an angle of 90 degrees on the value of the ultimate bending load showed that the removal of the deposited metal does not lead to an increase in the ultimate load of the welded joint when using the welding wire of low-carbon high-plastic steel.

© PNRPU

Введение

Проблема расчетной оценки прочности сварных конструкций сохраняет актуальность уже более 50 лет. Это подтверждается более чем 300 публикациями, индексированными в системе SCOPUS¹ (www.scopus.com) по запросу strength estimation of welded joints (оценка прочности сварных соединений). Интерес к теме возрастает, количество публикаций растет практически экспоненциально. Следует сказать, что тема strength of welded joints (прочность сварных соединений) имеет намного большую статистику (почти 13 тыс. статей), которая начинается с 1921 г.

Из этого следует, что экспериментальные работы преобладают над расчетными, которые составляют менее 3 % от общего числа публикаций. Очевидно, это

связано с многофакторностью и сложностью физических процессов сварки, затрудняющих получение обзорных теоретических результатов: высокие температуры, процесс плавления, высокие скорости охлаждения сварного шва и зоны термического влияния, структурные и фазовые превращения при сварке [1–6].

Проблему усложняет геометрия сварного соединения (участок наплавки), в которой имеют место угловые концентраторы, связанные с переходом металла шва к основному металлу, а также дефекты сварных швов (подрезы, наплывы, непровары, смещения кромок сварного шва) [7–12].

При проектировании ответственных конструкций нормативные материалы¹ требуют явного учета в расчетных схемах сварного шва в виде мягкой или твердой «прослойки». Прослойки, металл которых имеет предел текучести меньший, чем у металла соседних участков, принято называть мягкими прослойками. Наоборот, у твердых прослоек металл имеет предел текучести больший, чем у металлов соседних участков. В качестве мягкой прослойки, например, может выступить зона термического влияния (ЗТВ), свойства которой могут существенно отличаться от свойств основного материала и сварного шва [12, 13], свойства которых также от-

¹ ASME Boiler and Pressure Vessel Code, Section VIII, division 3. ASME, NY. 2015. 422 p.;

BS 7910:2013+A1:2015. Guide to Methods for Assessing the Acceptability of Flaws in Metallic Structures. British Standards Institution, London. 2015. 480 p.;

СП 16.13330.2017. Стальные конструкции. Актуализированная редакция СНиП II-23-81*. М.: Минстрой России, 2017. 148 с.

личаются между собой. Поэтому необходимо одновременно учитывать различие свойств этих трех участков. Это особенно актуально для сварки листов из высокопрочных сталей в кораблестроении, автомобилестроении и военной технике [14].

Применение мягких сварных швов для сварки высокопрочных сталей до последнего времени считалось недопустимым [15, 16]. Причиной служили низкие значения пределов текучести материалов сварного шва. Изучению особенностей сварки мягким сварным швом высокопрочных сталей посвящены работы [17–21], а оценке прочности в конечно-элементной постановке – работы [18–20].

Ввиду того, что мягкие сварочные материалы не предусмотрены в государственных стандартах на сварку², в соответствии с ними требуется проведение исследовательских испытаний физико-механических свойств сварного соединения. Для отработки методики оценки предельных нагрузок сварных соединений достаточно проведения первого этапа испытаний – наплавки валика на лист, которая проводится для оценки глубины проплавления, ширины шва, оценки зоны термического влияния, отсутствия трещин, а также для механических испытаний на угол изгиба по ГОСТ 6996–66³. Это связано с тем, что принципиально выявленные закономерности будут такие же, как и в стыковых сварных соединениях, угловых и нахлесточных швах с выпуклым валиком.

В связи с этим целью данной работы является оценка предельной нагрузки сварного соединения на основе анализа напряженно-деформированного состояния при изгибе образца-балки с зоной сплавления. Рассмотрена наплавка валика из проволоки Св-08Г2С на пластину из высокопрочной стали 18ХГНМФР, выполнен анализ изменения твердости в участке наплавки, предложена новая методика пересчета твердости в значения локальных пределов текучести, при допущении, что используемые в расчете материалы не имеют упрочнения, выполнена геометрическая интерпретация конструкции в виде трех участков с различными свойствами.

1. Образец и технология его изготовления

На пластину 200×100×8 мм из высокопрочной стали 18ХГНМФР в закаленном до 59–60 HRC состоянии был наплавлен валик высотой 4,5 мм сварочной проволокой Св-08Г2С диаметром 1,2 мм в смеси газов аргона и углекислого газа К-18. Параметры режима сварки: напря-

жение 18 В, ток 180 А, скорость сварки 15 см/мин. Для получения однородного по составу сварного шва использовалась автоматическая сварка на сварочном роботе FANUC ARC Mate 120iC.

После охлаждения пластина была разрезана на образцы шириной 10 мм (рис. 1, а) на электроэрозионном проволочно-вырезном станке Sodick AQ300L.

После разрезки был выполнен шлиф (снят тонкий закаленный слой после электроэрозионной обработки) (рис. 1, б), на котором после травления визуализируются: наплавленный металл (1), зона термического влияния (2) и основной металл (3). Стрелкой показан двугранный угол, создающий концентрацию напряжений в этой зоне.

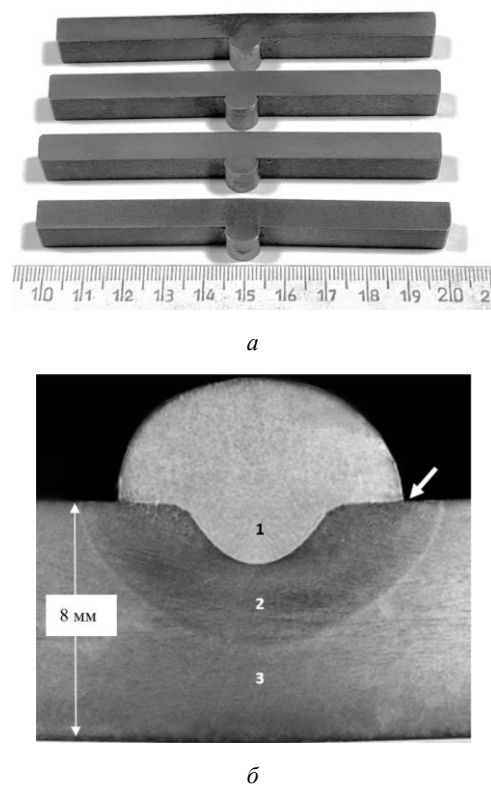


Рис. 1. Образцы наплавленного металла на пластину (а) и макроструктура зоны наплавки (б): 1 – наплавленный металл; 2 – ЗТВ; 3 – основной материал

Fig. 1. Samples of the deposited metal on the plate (a) and macrostructure of the welding zone: 1 is the deposited metal, 2 is HAZ, 3 is the base metal

Это дает основания рассматривать полученный образец состоящим из трех участков с существенно различными механическими свойствами. В связи с тем, что используемые материалы имеют весьма незначительное упрочнение, предлагается считать материал во всех участках идеально упругопластическим. Для примера: в источниках [24, 25] указано, что стали 18ХГНМФР и проволока 08Г2С имеют пределы прочности, превышающие пределы текучести на 200 МПа при деформациях разрушения 8–11 %. Таким образом, модуль упрочнения составляет около 1 % от модуля упругости, чем можно пренебречь в расчетах на предельное равновесие.

² РД 03-615-03. Порядок применения сварочных технологий при изготовлении, монтаже, ремонте и реконструкции технических устройств для опасных производственных объектов. <https://base.garant.ru/186035/> (дата обращения: 04.02.2020).

³ ГОСТ 6996–66 (ИСО 4136–89, ИСО 5173–81, ИСО 5177–81). Сварные соединения. Методы определения механических свойств (с Изменениями N 1, 2, 3, 4). М.: Стандартинформ, 2005. 68 с.

2. Исследование микротвердости в участках

Исследование микротвердости по Виккерсу (усилие вдавливания 3Н, прибор FM-800) показало (рис. 2), что наплавка (точки 1–6) имеет $HV = 285 \pm 13$ ед., ЗТВ (точки 7–9, 9–24) – 482 ± 3 ед., а основной металл (точки 10–18) – 402 ± 11 ед.

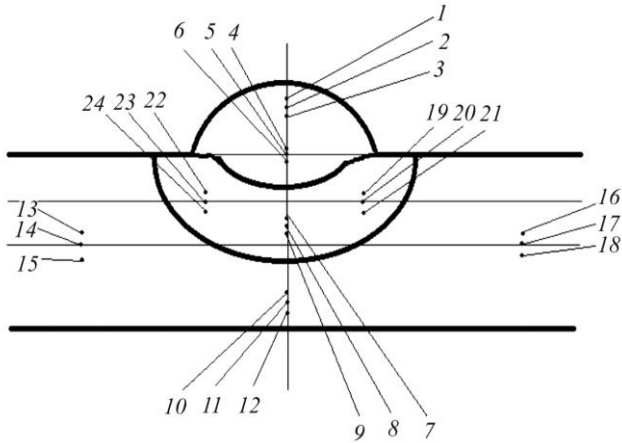


Рис. 2. Места измерения твердости

Fig. 2. Places of hardness measurement

Изменения микротвердости в участках не превышают 5 %, поэтому их можно считать постоянными величинами.

Для связи твердости H с пределом прочности σ_B известна эмпирическая зависимость

$$\sigma_B \approx k \cdot H, \quad (1)$$

где $k \sim 0,333$ для твердости по Бринеллю $H = HB$ [22].

У высокопрочных материалов пределы текучести и прочности отличаются несущественно (имеется малое упрочнение), поэтому в формуле (1) можно вместо σ_B использовать σ_T .

Для микротвердости по Виккерсу корреляций типа (1) в литературе нет, поэтому можно констатировать лишь, что соотношение пределов текучести в участках 1, 2 и 3 может быть $285/482/402 = 1/1,69/1,41$.

Использовать предел текучести наплавочной проволоки в качестве единицы в вышеприведенном соотношении неверно, так как в процессе расплавления, частичного смешивания с основным материалом и быстрого охлаждения механические свойства могут существенно измениться.

В связи с этими проблемами нужен иной, более объективный и нацеленный на прямое получение предела текучести метод.

3. Расчетное изучение связи локальной твердости и локальных механических свойств

В данной работе предлагается использовать для измерения твердости алмазный конус Роквелла, который вдавливается в поверхность усилием до 1 кН, чтобы

получить отпечатки небольшого диаметра (до 1 мм) и характеризовать механические свойства материала в зоне глубиной 0,5–1 мм. Такой дискретности вполне достаточно для исследования сварных соединений в различных участках.

Будем считать, что поведение среды в зоне внедрения индентора (конуса Роквелла) соответствует модели изотропного идеального упругопластического тела, с заданным пределом текучести σ_T . В расчетах рассмотрен диапазон $\sigma_T = 800 \dots 2000$ МПа.

Упругие свойства сталей разных марок варьируются незначительно, поэтому можно принять в расчетах модуль упругости $E = 200$ ГПа, а коэффициент Пуассона $\mu = 0,30$.

Учитывая осевую симметрию задачи, будем рассматривать плоскую модель в постановке *axisymmetric* (пакет конечно-элементного анализа ANSYS) (рис. 3).

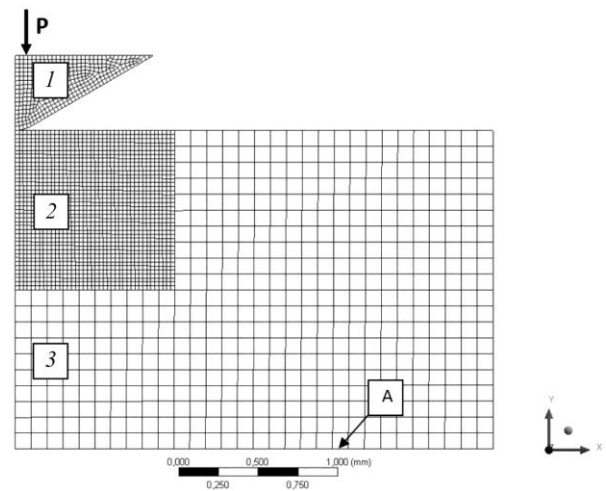


Рис. 3. Конечно-элементная модель задачи

Fig. 3. The finite element model of the problem

На рис. 3: 1 – алмазный конус с углом раскрытия 120° и радиусом в вершине 0,2 мм, 2 – зона плотной разбивки (размер конечного элемента 25 мкм), 3 – зона грубой разбивки (размер конечного элемента 100 мкм). На поверхности А задана заделка, к алмазному конусу приложено усилие P .

По литературным данным алмаз можно считать упругим телом с модулем упругости $E = 900$ ГПа и коэффициентом Пуассона $\mu = 0,2$. Трением на поверхности контакта конуса и стали пренебрегали.

Расчет диаграммы индентирования проводился в нелинейной постановке в предположении больших перемещений и деформаций, опция *large displacement* (большие перемещения). Усилие P определялось из расчета МКЭ при задании кинематического нагружения (перемещения конуса по программе, рис. 4). В результате расчета на этапе от 0 до U_{max} получены диаграммы индентирования (см. рис. 4).

Можно отметить, что при увеличении предела текучести максимальные перемещения U_{max} уменьшаются непропорционально.

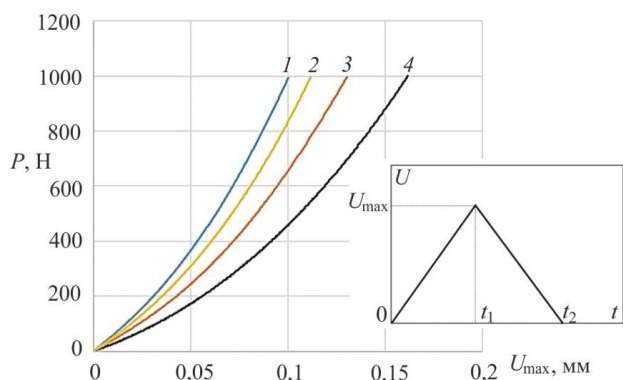


Рис. 4. Диаграммы индентирования и программа нагружения для образцов с пределами текучести σ_T : 1 – 2000 МПа; 2 – 1600 МПа; 3 – 1200 МПа; 4 – 800 МПа

Fig. 4. Indentation diagrams and the loading program for the samples with yield stress σ_T : 1 – 2000 MPa; 2 – 1600 MPa; 3 – 1200 MPa; 4 – 800 MPa

В результате расчетов получены диаметры отпечатков D , которые приведены на рис. 5 для различных материалов с пределами текучести σ_T и трех уровней нагрузки P на инденторе.

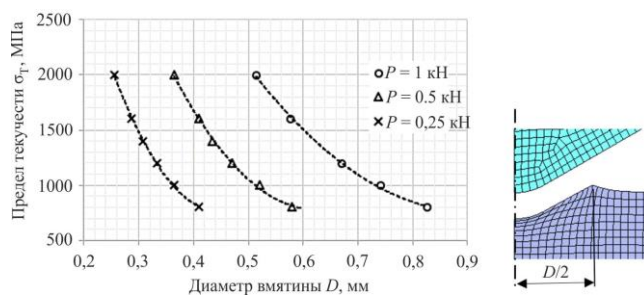


Рис. 5. Зависимости предела текучести от диаметра отпечатка. На врезке – схема определения диаметра отпечатка после разгрузки

Fig. 5. The dependence of yield strength from the indentation diameter. On the inset: the scheme of determining the diameter of the print after unloading

Во всех расчетных случаях были определены величины условной твердости

$$HS = 4P/(\pi D^2). \quad (3)$$

На рис. 6 приведена зависимость твердости HS от предела текучести σ_T . Оказалось, что приложенное усилие здесь не играет роли (в диапазоне 250–1000 Н). Все точки ложатся на линейную (тарифовочную) зависимость с уровнем доверия $R^2 = 0,9991$

$$\sigma_T \approx 0,418 \cdot HS. \quad (4)$$

Небольшие отклонения обусловлены погрешностями снятия параметров отпечатков с деформированной сетки конечных элементов после окончания расчетов (см. рис. 5).

Таким образом, считая поведение материала в зоне сварки идеальным упругопластическим, можно по измеренному на инструментальном микроскопе диаметру

вмятины от алмазной пирамиды Роквелла с известным усилием рассчитать величину твердости HS и по зависимости (4) вычислить предел текучести в измеряемом участке.

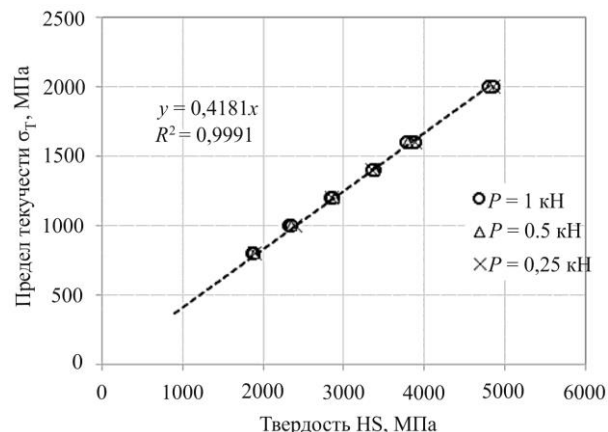


Рис. 6. Зависимость твердости HS от предела текучести σ_T
Fig. 6. The dependence of HS hardness on yield strength σ_T

На рис. 7 показаны картины индентирования полированной поверхности в трех зонах сварки с усилием $P = 1$ кН. Измерения диаметров отпечатков проведено на микроскопе МИМ-1 (погрешность измерения расстояний 0,01 мм).

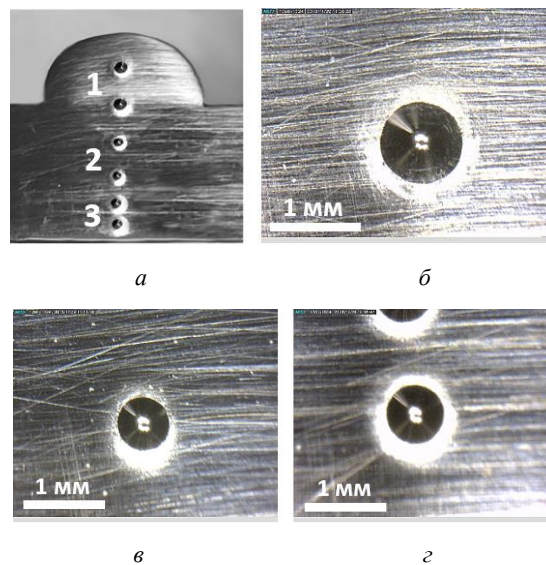


Рис. 7. Отпечатки: а – общий вид; б – участок 1 (диаметр 0,87 мм); в – участок 2 (диаметр 0,59 мм); г – участок 3 (диаметр 0,68 мм)

Fig. 7. Prints: a is general view, b is area 1 (a diameter of 0.87 mm), c is area 2 (a diameter of 0.59 mm), d is area 3 (a diameter of 0.68 mm)

Твердость материала в участках: 1 – HS = 1682 МПа, 2 – HS = 3658 МПа, 3 – HS = 2754 МПа. Используя (4), получим пределы текучести в участках: 1 – $\sigma_T = 703$ МПа, 2 – $\sigma_T = 1529$ МПа, 3 – $\sigma_T = 1151$ МПа.

Этими значениями воспользуемся при расчетах неупругого поведения сварного соединения при изгибе (см. разд. 5).

Отметим также, что исследовались связи твердости с напряжениями текучести и характеристиками упрочнения, в частности, в работе [21] для алюминиевого сплава, что требовало проведения механических испытаний образцов, вырезанных из участка наплавки, ЗТВ и основного материала. При наличии таких прямых данных, очевидно, нет необходимости измерять твердость при проведении расчетных исследований предельных нагрузок.

4. Трехточечный изгиб образцов сварных соединений

На универсальной испытательной машине Instron 5882 были проведены испытания образцов с наплавкой (см. рис. 1, а) на изгиб (рис. 8). Погрешность определения перемещений траверсы 1 мкм, а погрешность измерения усилия во всем диапазоне до 100 кН менее 10 Н (данные производителя).

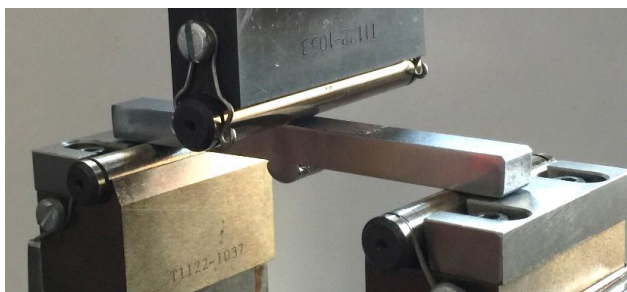


Рис. 8. Фото испытания образцов на Instron 5882

Fig. 8. The photo of testing samples using the Instron 5882

Радиус опорных роликов 5 мм, расстояние между опорами 80 мм, ширина образцов 10 мм, высота 8 мм, скорость движения траверсы 10 мм/мин. Диаграммы «усилие P – прогиб U » приведены на рис. 9 (перемещения, вызванные конечной жесткостью машины, исключены). Здесь и ниже после знака \pm приведено среднеквадратическое отклонение по испытаниям пяти образцов.

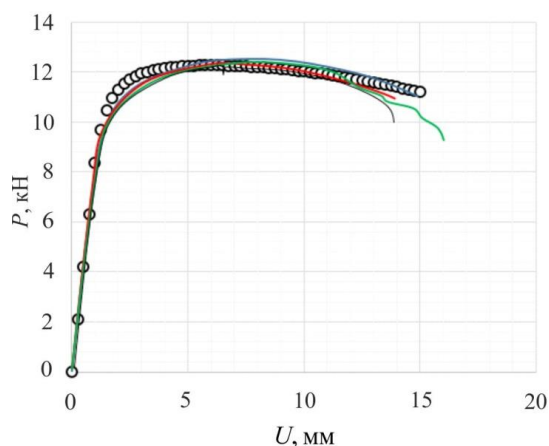


Рис. 9. Диаграммы изгиба: линии – эксперимент, точки – расчет (разд. 5)

Fig. 9. Diagrams of bending: lines show the experiment, dots show the calculation, p. 5

Анализ графиков на рис. 9 показал, что образцы демонстрируют развитие упругопластическое поведение. Монотонное устойчивое деформирование происходило до **предельного усилия ($12,5 \pm 0,11$) кН**, затем наблюдалось падение нагрузки из-за развития пластических деформаций (образование *пластического шарнира при изгибе*). Перемещения при предельной нагрузке составляют около ($7,51 \pm 0,32$) мм. В некоторых испытаниях наблюдалось возникновение небольших трещин на границах сплавления, но они не оказали заметного влияния на вид диаграмм изгиба и величины предельных нагрузок.

5. Моделирование процесса изгиба с помощью МКЭ

С учетом наличия двух плоскостей симметрии задачи (см. рис. 8), в трехмерном моделировании и в расчетах напряженно-деформированного состояния использована 1/4 часть образца (рис. 10, пакет ANSYS) с соответствующими кинематическими граничными условиями.

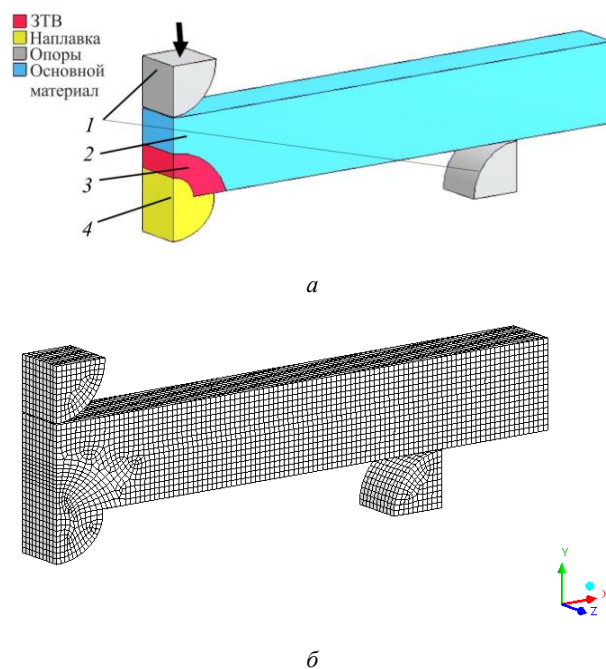


Рис. 10. Модель (а) и сетка (б) конечных элементов

Fig. 10. The model (a) and finite element mesh (b)

На рис. 10, а цифрами обозначено: 1 – нагружающий и опорный ролики, 2 – основной материал, 3 – зона термического влияния, 4 – наплавленный металл. Толщина модели 5 мм, высота образца 8 мм, длина 50 мм. Конечные элементы типа SOLID186 (20 узлов, квадратичная функция перемещений, линейное изменение напряжений и деформаций по объему элемента). Общее количество степеней свободы задачи около 300 тыс. Для получения устойчивого решения шаг по перемещениям нагружающего ролика был 250 мкм (перемещение 15 мм за 60 шагов). Более того, сетка конечных элементов наплавленного металла, ЗТВ и основного материала имела общие узлы на поверхностях контакта.

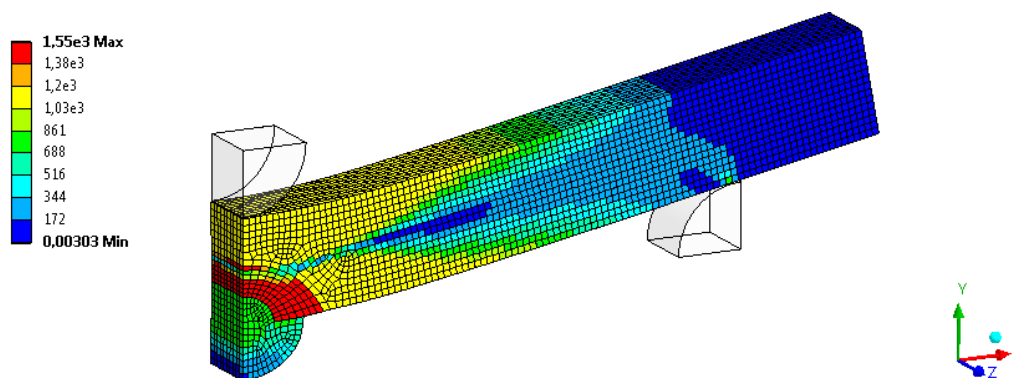


Рис. 11. Эквивалентные по Мизесу напряжения в модели в МПа, перемещение 6 мм. Максимальные напряжения равны 1550 МПа

Fig. 11. Equivalent (von-Mises) stresses in the model, MPa, for a 6 mm displacement. The maximum stresses are 1550 MPa

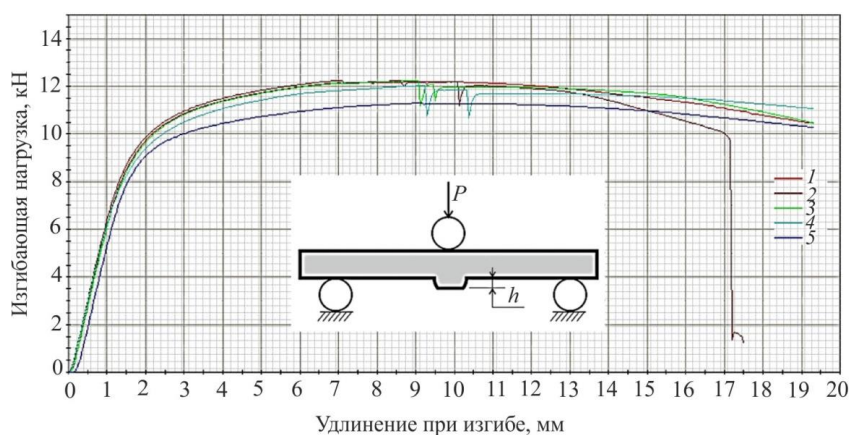


Рис. 12. Диаграммы изгиба: 1 – $h = 4,5$ мм; 2 – $h = 3,0$ мм; 3 – $h = 1,30$ мм; 4 – $h = 0,8$ мм; 5 – исходная пластина без усиления шва

Fig. 12. Diagrams of bending: 1 – $h = 4.5$ mm; 2 – $h = 3.0$ mm; 3 – $h = 1.30$ mm; 4 – $h = 0.8$ mm; 5 – is the initial plate without joint reinforcement

Для этой цели модель была сохранена в ANSYS в модуле SpaceClaim с опцией *share topology* (объединенная топология).

Учитывая приближенность решения задач механики деформируемого тела методом конечных элементов и отсутствие точного решения трехмерных упругопластических задач неоднородных тел с концентраторами напряжений, будем доказывать устойчивость решения традиционным способом последовательного измельчения КЭ. Для трех задач, в которых КЭ имели средние размеры 2, 1 и 0,5 мм, максимальные усилия P_{\max} при трехточечном изгибе стальной балки из основного материала (без наплавки) с пределом текучести 1150 МПа равны соответственно 10,25, 10,38 и 10,36 кН. Время решения составило соответственно 0,25, 1,15 и 9,85 мин.

Можно отметить, что максимальные усилия изгиба балок с сетками КЭ с размерами 1 и 0,5 мм отличаются менее, чем на 0,2 % (достигнута сходимость). В связи с этим в дальнейших расчетах средние размеры КЭ приняты равными 0,5 мм.

На рис. 11 показано распределение эквивалентных напряжений, опция *elemental mean* (среднее по элементу), в образце в предельном состоянии, перемещение 6 мм.

Несложно заметить, что все участки нагружены близкими к соответствующим пределам текучести напряжениями. На рис. 9 расчетная диаграмма хорошо согласуется с экспериментальными диаграммами изгиба.

6. Оценка прочности геометрической неоднородности в узле перехода «сварной шов – основной металл»

В рассматриваемой нами задаче усиление шва создает концентрацию напряжений в узле перехода от наплавленного к основному металлу (см. рис. 1, б, стрелка), при этом угол перехода составляет около 90° . В статье [23] на примере хрупких материалов рассмотрен такой же угол, который по концентрации напряжений сравним с трещиной. Для устранения этого концентратора необходима механическая обработка со снятием усиления шва.

В данной работе проведено экспериментальное исследование влияния высоты усиления шва h на величину предельной нагрузки при изгибе по схеме (см. рис. 4). Диаграммы изгиба приведены на рис. 12.

Анализ диаграмм показал, что наивысшей предельной нагрузкой (12,5 кН) обладает исходное соединение с $h = 4,5$ мм. Уменьшение высоты усиления шва до 0,8 мм снижает предельную нагрузку до 12 кН, однако нагружение сопровождается образованием локальных трещин (отражаются скачками на диаграммах «нагрузка – удлинение», рис. 12), которые не приводят к катастрофическому разрушению. Полное снятие усиления шва ($h = 0$) приводит к образованию трещины в ЗТВ при нагрузке 11,5 кН.

Таким образом, из-за упругопластического вида разрушения концентратор напряжений в виде угла в 90° не оказывает влияния на предельную нагрузку. Отсюда следует, что снятие усиления шва нерационально для упругопластичных материалов как с технической точки зрения, так и с экономической (дополнительные трудозатраты).

7. Выводы и рекомендации

В работе показано следующее:

1. Сварное соединение в расчетах напряженно-деформированного состояния за пределами упругости можно заменить конструкцией из трех участков с различными пределами текучести в них.

2. Вдавливая алмазную пирамиду Роквелла в сталь и измеряя диаметр отпечатка и твердость HS, можно определить предел текучести σ_T материала в зоне индентирования, считая материал идеально упругопластическим. Расчет процесса индентирования с помощью МКЭ показал, что $\sigma_T \approx 0,418 \cdot HS$.

3. Предельную (максимальную) нагрузку при изгибе сварного соединения можно определить расчетом МКЭ (кинематическое нагружение) с учетом конфигурации участков и значений пределов текучести материалов в них, полученных по измерениям твердости. Ошибка прогноза предельной нагрузки в рассмотренном случае не превысила 2 %.

4. Частичное снятие наплавленного металла не приводит к росту предельной нагрузки сварного соединения при использовании сварочной проволоки из малоуглеродистой высокопластичной стали. Более того, происходит снижение прочности на 4–5 %. При полном снятии усиления шва возможно образование трещин в ЗТВ.

Библиографический список

1. Shome M., Tumuluru M. Welding and Joining of Advanced High Strength Steels –2015. – 190 p. DOI: 10.1016/C2013-0-16259-9
2. Phillips D.H. Welding Engineering: An Introduction. – 2015. – 275 p. DOI: 10.1002/9781119191407
3. Lippold J.C. Welding Metallurgy and Weldability. – 2014. – 400 p. DOI: 10.1002/9781118960332
4. Ueda Y., Murakawa H., Ma N. Welding Deformation and Residual Stress Prevention. – 2012. – 292 p. DOI: 10.1016/C2011-0-06199-9
5. Хромченко Ф.А. Сварочные технологии при ремонтных работах: справочник. – М.: Интернет Инжиниринг, 2005. – 368 с.

5. При практическом использовании предлагаемого подхода необходимо осуществить следующие этапы (алгоритм работ для оценки предельной нагрузки):

- выполнение сварочных работ (рекомендуется использовать робот);
- нарезка образцов (с охлаждением во избежание чрезмерного разогрева);
- шлифовка исследуемых поверхностей (снятие наклепанного слоя толщиной до 100 мкм);
- локальное индентирование (возможно использование стандартных твердомеров или универсальной испытательной машины с контролируемым усилием на инденторе);
- измерение диаметров отпечатков (рекомендуется инструментальный микроскоп) и определение соответствующих пределов текучести по зависимости (4);
- введение этих пределов текучести в исходные данные (блок *Engineering Data*) для расчетов в пакете *ANSYS Workbench*;
- проведение расчетов зависимости нагрузки от перемещения с фиксацией максимального значения (см. рис. 9).

В качестве задачи будущего исследования интересно рассмотреть прочность сварных соединений высокопрочных *малопластичных* сталей, которые разрушаются при относительно небольших деформациях в процессе нагружения соединений. Для этой цели планируется использовать МКЭ в явной форме с использованием технологии удаления разрушенных конечных элементов.

Благодарности

Результаты были получены в рамках выполнения государственного задания Минобрнауки России. Номер для публикаций: 9.8080.2017/8.9.

Acknowledgements

The results were obtained as part of the State Assignment of the Ministry of Science of the Russian Federation. The ID for publication is 9.8080.2017/8.9.

6. Лившиц Л.С., Хакимов А.Н. Металловедение сварки и термическая обработка сварных соединений. – М.: Машиностроение, 1989. – 336 с.

7. Шахматов М.В., Ерофеев В.В., Коваленко В.В. Работоспособность и неразрушающий контроль сварных соединений с дефектами. – Челябинск: ЦНТИ, 2000. – 227 с.

8. Yuan M.G., Ueda Y. Prediction of residual stresses in welded T- and I-joints using inherent strains // *Journal of Engineering Materials and Technology, Transactions of the ASME*. – 1996. – Vol. 118 (2). – P. 229–234. DOI: 10.1115/1.2804892

9. Heiple C.R., Roper J.R. Mechanism for minor element effect on GTA fusion zone geometry // *Welding Journal*. – 1982. – Vol. 61 (4). – P. 97–102.

10. Liinalampi S., Remes H., Romanoff J. Influence of three-dimensional weld undercut geometry on fatigue-effective stress // *Welding in the World*. – 2019. – Vol. 63. (2). – P. 277–291. DOI: 10.1007/s40194-018-0658-7

11. Sonsino C.M., Bruder T., Baumgartner J. S-N lines for welded thin joints – Suggested slopes and fat values for applying the notch stress concept with various reference RADII // *Welding in the World*. – 2010. – Vol. 54 (11–12). – P. R375–R392. DOI: 10.1007/BF03266752

12. Laitil, J., Larkiola J., Porter D. Effect of forced cooling after welding on CGHAZ mechanical properties of a martensitic steel // *Welding in the World*. – 2018. – Vol. 62 (6). – P. 1247–1254. DOI: 10.1007/s40194-018-0617-3

13. Ling K., Huang X. Discussion of HAZ crack initiation behaviour of mismatched welded joints // *Hanjie Xuebao / Transactions of the China Welding Institution*. – 2019. – Vol. 40 (1). – P. 124–130. DOI: 10.12073/j.hjxb.2019400025

14. Effects of HAZ softening on the strength and elongation of resistance spot-welded joints in high-strength steel sheet in an in-plane tensile test / F. Hiroki, H. Kouichi, O. Toru, F. Hidetoshi // *Welding International*. – 2018. – Vol. 32 (7). – P. 513–525. DOI: 10.1080/01431161.2017.1346890

15. The effect of mechanical heterogeneity and limit load of a weld joint with longitudinal weld crack on the J-integral and failure assessment curve / Y.P. Lei, Y.W. Shi, H. Murakawa, Y. Luo // *International Journal of Pressure Vessels and Piping*. – 1998. – Vol. 75 (8). – P. 625–632. DOI: 10.1016/S0308-0161(98)00067-2

16. International Association of Classification Societies. Requirements concerning. *Materials and Welding*. – 2016. – 320 p.

17. Ling K., Wang Z.-D., Xuan F.-Z. Numerical Studies of Estimation of Fracture Parameters for Mismatched Welded Joints with HAZ Cracks // *Journal of Iron and Steel Research International*. – 2015. – Vol. 22 (9). – P. 846–851. DOI: 10.1016/S1006-706X(15)30079-0

18. Welding effect on tensile strength of grade S690Q steel butt joint / C. Chen, S.-P. Chiew, M.-S. Zhao, C.-K. Lee, T.-C. Fung // *Journal of Constructional Steel Research*. – 2019. – Vol. 153. – P. 153–168. DOI: 10.1016/j.jcsr.2018.10.009

19. Experimental study on the behavior of mismatched butt welded joints of high strength steel / M.-M. Ran, F.-F. Sun, G.-Q. Li, A. Kanvinde, Y.-B. Wang, R.Y. Xiao // *Journal of Constructional Steel Research*. – 2019. – Vol. 153. – P. 196–208. DOI: 10.1016/j.jcsr.2018.10.003

20. Experimental and numerical study of high-strength steel butt weld with softened HAZ / F. Sun, M. Ran, G. Li, R.Y. Xiao, Y. Wang // *Proceedings of the Institution of Civil Engineers: Structures and Buildings*. – 2018. – Vol. 171 (8). – P. 583–597. DOI: 10.1680/jstbu.16.00102

21. Costa M.L., Rodrigues D.M., Leitão C. Analysis of AA 6082-T6 welds strength mismatch: stress versus hardness relationships // *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*. – 2015. – Vol. 79 (5–8). – P. 719–727. DOI: 10.1007/s00170-015-6866-z

22. Макровец М.П. Определение механических свойств металлов по твердости. – М.: Машиностроение, 1979. – 191 с.

23. The stress-strain state and failure of structural elements with sharp stress concentrators under bending / S.B. Sapozhnikov, M.A. Ivanov, S.I. Yaroslavtsev, I.A. Shcherbakov // *PNRPU Mechanics Bulletin*. – 2017. – No. 4. – P. 5–20. DOI: 10.15593/pern.mech/2017.4.04

24. Сталь высокопрочная 18ХГНМФР [Электронный ресурс]. – URL: <https://arsenal-detel.tiu.ru/p295133361-stal-vysokoprochnaya-18hgnmfr.html> (дата обращения: 04.02.2020).

25. Характеристики материала 08Г2С [Электронный ресурс]. – URL: http://splav-kharkov.com/mat_start.php?name_id=402 (дата обращения: 04.02.2020).

References

1. Scopus [Elektronnyi resurs]. Elektron. tekstovye dan. – Rezhim dostupa: <http://www.scopus.com> Date of request 04/02/2020.

2. Shome M., Tumuluru M. Welding and Joining of Advanced High Strength Steels. *Mahadev Shome and Muralidhar Tumuluru*, 2015, 190 p. DOI: 10.1016/C2013-0-16259-9

3. Phillips D.H. *Welding Engineering: An Introduction*. John Wiley & Sons, Inc, 2015, 275 p. DOI: 10.1002/9781119191407

4. Lippold J.C. *Welding Metallurgy and Weldability*. John Wiley & Sons, Inc, 2014, 400 p. DOI: 10.1002/9781118960332

5. Ueda Y., Murakawa H., Ma N. *Welding Deformation and Residual Stress Prevention*. Elsevier, 2012, 292 p. DOI: 10.1016/C2011-0-06199-9

6. Khromchenko F.A. Svarochnye tekhnologii pri remontnykh rabotakh. Sprav.[Welding technologies at repair works. Handbook]. Moscow, *Internet Inzhiniring*, 2005, 368 p.

7. Livshits L.S., Khakimov A.N. Metallovedenie svarki i termicheskaya obrabotka svarnykh soedinenii [Weld metallurgy and heat treatment of welded joints]. Moscow, *Mashinostroenie*, 1989, 336 p.

8. Shakhmatov M.V., Erofeev V.V., Kovalenko V.V. Rabotosposobnost' i nerazrushaiushchii kontrol' svarnykh soedinenii s defektami [Operability of non-destructive testing and weld joints with defects]. *Cheliabinsk: TsNTI*, 2000, 227 p.

9. Yuan, M.G., Ueda, Y. Prediction of residual stresses in welded T- and I-joints using inherent strains. *Journal of Engineering Materials and Technology, Transactions of the ASME*, 1996, vol. 118 (2), pp. 229–234. DOI: 10.1115/1.2804892

10. Heiple C.R., Roper J.R. Mechanism for minor element effect on GTA fusion zone geometry. *Welding Journal*, 1982, vol. 61 (4), pp. 97–102.

11. Liinalampi S., Remes H., Romanoff J. Influence of three-dimensional weld undercut geometry on fatigue-effective stress. *Welding in the World*, 2019, vol. 63. (2), pp. 277–291. DOI: 10.1007/s40194-018-0658-7

12. Sonsino, C.M., Bruder T., Baumgartner, J. S-N lines for welded thin joints – Suggested slopes and fat values for applying the notch stress concept with various reference RADII. *Welding in the World*, 2010, vol. 54 (11–12), pp. R375–R392. DOI: 10.1007/BF03266752

13. ASME Boiler and Pressure Vessel Code, Section VIII, division 3. *ASME, New York*, 2015, 422 p.

14. BS 7910:2013+A1:2015. Guide to Methods for Assessing the Acceptability of Flaws in Metallic Structures. *London, British Standards Institution*, 2015, 480 p.

15. Svod pravil: SP 16.13330.2017. Stal'nye konstruksii [Steel structure]. Aktualizirovannaia redaktsiia SNiP II-23-81*. Moscow, *Minstroii Rossii*, 2017, 148 p.

16. Laitila, J., Larkiola, J., Porter, D. Effect of forced cooling after welding on CGHAZ mechanical properties of a martensitic steel. *Welding in the World*, 2018, vol. 62 (6), pp. 1247–1254. DOI: 10.1007/s40194-018-0617-3

17. Ling, K., Huang, X. Discussion of HAZ crack initiation behaviour of mismatched welded joints. *Hanjie Xuebao / Transactions of the China Welding Institution*, 2019, vol. 40 (1), pp. 124–130. DOI: 10.12073/j.hjxb.2019400025

18. Hiroki, F., Kouichi, H., Toru, O., Hidetoshi, F. Effects of HAZ softening on the strength and elongation of resistance spot-welded joints in high-strength steel sheet in an in-plane tensile test. *Welding International*, 2018, vol. 32 (7), pp. 513-525. DOI: 10.1080/01431161.2017.1346890
19. Lei, Y.P., Shi, Y.W., Murakawa, H., Luo, Y. The effect of mechanical heterogeneity and limit load of a weld joint with longitudinal weld crack on the J-integral and failure assessment curve. *International Journal of Pressure Vessels and Piping*, 1998, vol. 75 (8), pp. 625-632. DOI: 10.1016/S0308-0161(98)00067-2
20. International Association of Classification Societies. Requirements concerning. *Materials and Welding*, 2016, 320 p.
21. Ling, K., Wang, Z.-D., Xuan, F.-Z. Numerical Studies of Estimation of Fracture Parameters for Mismatched Welded Joints with HAZ Cracks. *Journal of Iron and Steel Research International*, 2015, vol. 22 (9), pp. 846-851. DOI: 10.1016/S1006-706X(15)30079-0
22. Chen, C., Chiew, S.-P., Zhao, M.-S., Lee, C.-K., Fung, T.-C. Welding effect on tensile strength of grade S690Q steel butt joint. *Journal of Constructional Steel Research*, 2019, vol. 153, pp. 153-168. DOI: 10.1016/j.jcsr.2018.10.009
23. Ran, M.-M., Sun, F.-F., Li, G.-Q., Kanvinde, A., Wang, Y.-B., Xiao, R.Y. Experimental study on the behavior of mismatched butt welded joints of high strength steel. *Journal of Constructional Steel Research*, 2019, vol. 153, pp. 196-208. DOI: 10.1016/j.jcsr.2018.10.003
24. Sun, F., Ran, M., Li, G., Xiao, R.Y., Wang, Y. Experimental and numerical study of high-strength steel butt weld with softened HAZ. *Proceedings of the Institution of Civil Engineers: Structures and Buildings*, 2018, vol. 171 (8), pp. 583-597. DOI: 10.1680/jstbu.16.00102
25. Costa, M.I., Rodrigues, D.M., Leitão, C. Analysis of AA 6082-T6 welds strength mismatch: stress versus hardness relationships. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 2015, vol. 79 (5-8), pp. 719-727. DOI: 10.1007/s00170-015-6866-z
26. RD 03-615-03 Poriadok primeneniia svarochnykh tekhnologii pri izgotovlenii, montazhe, remonte i rekonstruktsii tekhnicheskikh ustroystv dlia opasnykh proizvod-stvennykh ob"ektov [Procedure for the use of welding technologies in the manufacture, installation, repair and reconstruction of technical devices for hazardous production facilities]. <https://base.garant.ru/186035/> Date of request 04/02/2020.
27. GOST 6996-66 (ISO 4136-89, ISO 5173-81, ISO 5177-81) Svarnye soedineniia. Metody opredeleniia mekhanicheskikh svoystv [Welded joints. Methods of determination of mechanical properties] (s izmeneniami N 1, 2, 3, 4). Moscow, STANDARTINFORM, 2005, 68 p.
28. Makrovets M.P. Opredelenie mekhanicheskikh svoystv metallov po tverdosti [Determination of mechanical properties of metals by hardness]. Moscow, Mashinostroenie, 1979, 191 p.
29. Sapozhnikov S.B., Ivanov M.A., Yaroslavtsev S.I., Shcherbakov I.A. The Stress-Strain State and Failure of Structural Elements with Sharp Stress Concentrators under Bending. *PNRPU Mechanics Bulletin*, 2017, no. 4, pp. 5-20. DOI: 10.15593/perm.mech/2017.4.04
30. <https://arsenal-detal.tiu.ru/p295133361-stal-vysokoprochnaya-18hgnmfr.html> Date of request 04/02/2020.
31. http://splav-kharkov.com/mat_start.php?name_id=402 Date of request 04/02/2020.