Нефтегазовое дело. 2021. Т. 19, № 5. С. 170–182. ISSN 2073-0128 (print)

Petroleum Engineering. 2021. Vol. 19, No. 5, P. 170–182. ISSN 2073-0128 (print)

Научная статья

УДК 6.041.454

doi: 10.17122/ngdelo-2021-5-170-182

ИССЛЕДОВАНИЕ ПРИЧИН ПОВРЕЖДЕНИЯ АУСТЕНИТНЫХ СВАРНЫХ СОЕДИНЕНИЙ НЕФТЕЗАВОДСКОГО ОБОРУДОВАНИЯ

Юрий Аркадьевич Бадьин¹

¹Всероссийский научно-исследовательский и конструкторско-технологический институт оборудования нефтеперерабатывающей и нефтехимической промышленности, Волгоград, Россия, yuabadin@vnikti.rosneft.ru

Аннотация. Начиная с 1950-х гг. для сварки теплоустойчивых сталей широкое применение получили электроды аустенитного класса. Этому способствовала простота технологии сварки, в первую очередь отсутствие необходимости последующей термообработки. К началу 1980-х гг. общее количество аустенитных сварных соединений указанного типа, находящихся в эксплуатации, составляло более 900 тыс. Применение аустенитного варианта сварки теплоустойчивых сталей в качестве основного варианта сварки было рекомендовано действующими нормативно-техническими документами, определяющими требования к проведению сварки на предприятиях нефтепереработки и нефтехимии. Широкое применение его продолжалось практически до 2010-х гг. Со временем для таких сварных соединений выявилась проблема растрескивания. В настоящее время их применение ограничено случаями отсутствия технической возможности применения перлитного варианта сварки. Как правило, данная проблема рассматривается с точки зрения анализа структуры и свойств металла после длительной эксплуатации, при этом в качестве механизма повреждения рассматривается коррозионное растрескивание или ошибки при выполнении сварочных работ. Ограничение рассматриваемых механизмов повреждения не дает возможности разработки эффективных мер их предотвращения. До настоящего времени на предприятиях нефтепереработки имеются многочисленные случаи повреждений аустенитных сварных швов. Необходимо расчетное обоснование возникновения повреждений с проверкой условий прочности. До сих пор не дано расчетного обоснования растрескивания аустенитных сварных швов. Этой проблеме посвящена данная статья. Для достоверности рассматривается данный вопрос на примере повреждения аустенитного сварного соединения змеевика печи создания горячей струи в ректификационной колонне установки гидроочистки дизельных топлив. Характер и расположение дефекта позволили предположить, что причиной повреждения явились внутренние усилия в разнородном сварном соединении, которые усугубляются вследствие фазового расслоения нагреваемой среды и возникновения перепада температур в трубах. В статье проводится расчет напряженно-деформированного состояния элементов змеевиков с аустенитными сварными соединениями с учетом явления фазового расслоения нагретых сред и возникновения перепада температур в трубах. Дается расчетное обоснование возникновения повреждений, которое указывает на вид и расположение мест повреждения аустенитных сварных швов; результаты расчетного исследования подтверждаются данными об эксплуатации и обследовании оборудования.

Ключевые слова

аустенитные сварные соединения, трубчатые нагревательные печи с огневым обогревом, фазовое расслоение, напряженно-деформированное состояние

Для цитирования

Бадьин Ю.А. Исследование причин повреждения аустенитных сварных соединений нефтезаводского оборудования // Нефтегазовое дело. 2021. Т. 19, № 5. С. 170–182 <https://doi.org/10.17122/ngdelo-2021-5-170-182>.

© Бадьин Ю.А., 2021

Original article

INVESTIGATION OF CAUSES OF AUSTENITIC WELD DAMAGING PROCESS IN OIL REFINING EQUIPMENT

Yuriy A. Badin¹

¹All-Russian Scientific, Researching and Construction Institute of Equipment for Oil Refining and Petrochemical Industry, Volgograd, Russia, yuabadin@vnikti.rosneft.ru

Abstract. Since the 1950s, austenitic electrodes have been widely used for welding heat-resistant steels. This was facilitated by the simplicity of the welding technology, primarily the absence of the need for subsequent heat treatment. By the early 1980s, the total number of austenitic welded joints of this type in operation was more than 900 thousand. The use of the austenitic welding method for heat-resistant steels as the main welding method was recommended by the current regulatory and technical documents defining the requirements for welding at oil refining and petrochemical enterprises. Over time, the problem of cracking has emerged for such welded joints. Its widespread use continued almost until the 2010s. Currently its use is limited to cases where the technical possibility of using the pearlite welding option is not available. As a rule, this problem is considered from the point of view of analyzing the structure and properties of the metal after long-term operation, while corrosion cracking is considered or errors when performing welding as the damage mechanism. Limiting the damage mechanisms under consideration does not allow the development of effective measures to prevent them. To date, there are numerous cases of damage to austenitic welds at oil refineries. It is necessary to calculate the justification for the occurrence of damage with a check of the strength conditions. No calculated justification for cracking austenitic welds has been given yet. This article is devoted to this problem. For the sake of reliability, this issue is considered on the example of damage to the austenitic weld joint of the coil of the hot jet furnace in the rectification column of the diesel fuel hydro-treatment plant. The nature and location of the defect suggests that the damage was caused by internal forces in a heterogeneous welded joint, which are aggravated due to the phase separation of the heated medium. The article analyzes the stress-strain state of coil elements with austenitic welded joints, taking into account the phenomenon of phase separation of heated media and the occurrence of temperature differences in pipes. The calculated justification of the occurrence of damage is given, which indicates the type and location of the damage sites of austenitic welds; the results of the calculated study are confirmed by data on the operation and inspection of the equipment.

Keyword

austenitic welding,
tube fired heaters,
phase separation,
stress-strain state

For citation

Badin Yu.A. Issledovanie prichin povrezhdeniya austenitnykh svarnykh soedinenii neftezavodskogo oborudovaniya [Investigation of Causes of Austenitic Weld Damaging Process in Oil Refining Equipment]. *Neftegazovoe delo — Petroleum Engineering*, 2021, Vol. 19, No. 5, pp. 170–182 [in Russian]. <https://doi.org/10.17122/ngdelo-2021-5-170-182>.

Введение

Начиная с 1950-х гг. для сварки теплоустойчивых сталей широкое применение получили электроды аустенитного класса. Этому способствовала простота технологии сварки, в первую очередь отсутствие необходимости последующей термообработки. К началу 1980-х гг. общее количество аустенитных сварных соединений указанного типа, находящихся в эксплуатации, составляло более

900 тыс. [1]. Применение аустенитного варианта сварки теплоустойчивых сталей в качестве основного варианта сварки было рекомендовано действующими нормативно-техническими документами, определяющими требования к проведению сварки на предприятиях нефтепереработки и нефтехимии [2, 3]. Широкое применение его продолжалось практически до 2010-х гг. В настоящее время применение аустенитного варианта сварки огра-

ничено случаями отсутствия технической возможности применения перлитного варианта сварки [4]. Со временем для таких сварных соединений выявилась проблема растрескивания. Как правило, данная проблема рассматривается с точки зрения анализа структуры и свойств металла после длительной эксплуатации, при этом в качестве механизма повреждения рассматривается коррозионное растрескивание. Ограничение рассматриваемых механизмов повреждения не дает возможности разработки эффективных мер их предотвращения. До настоящего времени на предприятиях нефтепереработки имеются многочисленные случаи повреждений аустенитных сварных швов. Для понимания процесса повреждения необходимо расчетное обоснование возникновения повреждений с проверкой условий прочности. До сих пор не дано расчетного обоснования растрескивания аустенитных сварных швов. Этой проблеме посвящена данная статья.

Описание объекта исследования

Рассмотрим данный вопрос на примере печи создания горячей струи в ректификационной колонне установки гидроочистки дизельных топлив. Печь шатрового типа состоит из камер конвекции и радиации. Камера радиации имеет подовый и потолочный трубный экраны. Змеевик печи однопоточный и собирается из труб одного диаметра, перетоки печи и часть отводов подового и потолочного трубных экранов смонтированы снаружи печи (рисунки 1, 2). Нагреваемый продукт последовательно проходит камеру конвекции, подовый экран, а далее потолочный экран змее-

вика и выходит из печи. Технические данные печи приведены в таблице 1.

Характер повреждения. После эксплуатации в течение 6 лет на змеевике печи в ходе выхода на режим произошел пропуск в сварном стыке, заваренного аустенитными электродами. Пропуск продукта произошел в сварном стыке для соединения отвода $\varnothing 159 \times 9$ с фланцем снаружи печи (рисунки 1–4). Пропуск продукта произошел в трещине по линии сплавления и околошовной зоне кольцевого сварного шва приварки фланца к отводу. Длина трещины составила около 10 мм.

Для выяснения причин пропуска были проведены исследования структуры основного металла и сварного соединения. При осмотре вырезанного образца были выявлены многочисленные трещины по линии сплавления и в околошовной зоне различной глубины с внутренней стороны по обе стороны от сварного шва. При этом в расположении дефекта в виде растрескивания обнаруживается особенность — сквозное растрескивание произошло в самой верхней зоне горизонтальной трубы № 11 для последнего отвода, расположенного снаружи печи по ходу движения среды.

Причины повреждения сварного соединения. Характер и расположение дефекта в виде сквозного растрескивания по линии сплавления позволяют предположить, что причиной повреждения явились внутренние усилия из-за стесненности температурных деформаций в разнородном сварном соединении в условиях фазового расслоения нагреваемой среды. Возникновение фазовой неоднородности на-

Таблица 1. Технические данные печи

Table 1. Technical data of the furnace

Параметр	Значение
Рабочее давление на входе в печь (в камеру конвекции)	0,45 МПа
Давление на выходе из печи (из камеры радиации)	0,3 МПа
Температура на входе/выходе печи	260/319 °C
Температура перевалов	680 °C
Нагреваемая среда	Дизельные фракции
Наружный диаметр, толщина труб и отводов, $D_n \times S$	$\varnothing 159 \times 9$ мм
Материал змеевиков	Сталь 15X5M
Материал сварных швов	Электроды ОЗЛ-6
Проектный срок эксплуатации	12 лет, или 100 тыс. ч

греваемых продуктов в технологических печах было отмечено в [4], ее влияние на условия нагружения трубных элементов и выполнения условий прочности анализировались в [5]. Возникновение повреждения в трубе № 11 может быть объяснено фазовым расслоением среды. Верхняя часть трубы, занятая паровой фазой, нагрета до более высокой температуры [6] и испытывает стесненность температурных деформаций (рисунок 5).

Возникновением изгибных напряжений от неравномерного нагрева трубы № 11 объясняется место образования дефекта в самой верхней части трубы. Для предыдущих труб с наружными перетоками количество паровой фазы меньше, соответственно возникающие внутренние нагрузки для трубы № 11 больше.

Рисунок 1. Схема расположения дефекта в потолочном экране змеевика

Figure 1. Scheme of the defect location in the ceiling screen of the coil

Рисунок 2. Схема расположения дефекта в потолочном экране змеевика

Figure 2. Scheme of the defect location in the ceiling screen of the coil

Рисунок 3. Общий вид дефекта в сварном шве трубы № 11 (слева) и вид дефекта после проведения капиллярного метода контроля (справа)

Figure 3. General view of a defect in the welded seam of pipe No. 11 (left) and view of the defect after the capillary inspection method (right)

Рисунок 4. Макроструктура сварного соединения со сквозным растрескиванием

Figure 4. Macrostructure of a welded joint with through cracking

h_1 — расстояние от линии раздела фаз до верхней точки сечения, h_2 — расстояние от линии раздела фаз до нижней точки сечения, ρ — радиус кривизны

h_1 — distance from the phase separation line to the upper point of the section, h_2 — distance from the phase separation line to the lower point of the section, ρ — radius of curvature

Рисунок 5. Расчетная схема задачи определения внутренних усилий в трубе (справа показана условно увеличенная деформация трубного элемента)

Figure 5. Design scheme of the problem of determining the internal forces in the pipe (on the right a conditionally increased deformation of the pipe element is shown)

напряжения растяжения. Внутренние усилия в трубе образуются как в продольном, так и в окружном направлениях. Решение распадается на расчет состояния материала в продольном и поперечном сечении трубы.

Исходные численные данные:

$$P = 0,35 \text{ МПа};$$

$$D_n = 159 \text{ мм (наружный диаметр отвода);}$$

$S = 9 - 1 = 8 \text{ мм}$ (первоначальная толщина стенки уменьшается на величину прибавки на коррозию и эрозию $C = 1 \text{ мм}$);

Температура трубных элементов принята для верхней части $T_1 = 390 \text{ }^\circ\text{C}$, для нижней части $T_2 = 310 \text{ }^\circ\text{C}$.

В качестве материала-аналога для сварного шва принята сталь 12X18H10T в силу близкого химического состава [7].

Расчет напряжений от внутреннего давления. Средний уровень окружных напряжений определяется по известной формуле:

$$\sigma_{\text{од}} = \frac{1}{2} \left(\frac{P \cdot D_H}{S} - P \right) = \frac{1}{2} \left(\frac{0,35 \cdot 159}{8} - 0,35 \right) = 3,3 \text{ МПа.}$$

Средний уровень продольных напряжений в трубах определяется по формуле:

$$\sigma_n = \frac{\sigma_{\text{од}}}{2} = \frac{3,3}{2} \approx 1,7 \text{ МПа.}$$

Допускаемое напряжение стали 15Х5М при рабочей температуре верхней части (390 °С) составляет [8]: $[\sigma]^{390} = 107,0$ МПа и значительно превышает уровень рабочих напряжений. Уровень напряжений в трубах от внутреннего давления не является причиной повреждения. Можно отметить, что очень низкий уровень рабочих напряжений не дает оснований для применения методов механики разрушения.

Расчет касательных (сдвиговых) напряжений в разнородных сварных швах. Материал сварного шва обладает большим коэффициентом линейного расширения и большим значением модуля продольной упругости сравнительно с основным металлом, поэтому в процессе сварки по линии сплавления шва и основного металла образуются значительные по величине касательные (сдвиговые) напряжения. Подход к их численной оценке может быть следующий:

1) Оценивается общий уровень напряжений сжатия в материале сварного шва от стесненности температурного удлинения с момента сварки в процессе охлаждения до расчетной температуры. Он может быть определен по формуле:

$$\sigma^t = \sum_{i=1}^n (\alpha_i^c \cdot E_i^c - \alpha_i^o \cdot E_i^o),$$

n — число интервалов разбиения;

t — расчетная температура, температура до которой производится охлаждение сварного соединения после сварки, °С;

α_i^c, α_i^o — коэффициенты температурного линейного расширения металла шва и основного металла для i -го температурного интервала;

E_i^c, E_i^o — модули продольной упругости металла сварного шва и основного материала для i -го температурного интервала.

Величина напряжений зависит от выбранного температурного интервала. Здесь проводится расчетное исследование для температур верхней и нижней частей трубы ($T_1 = 390$ °С и $T_2 = 310$ °С), а также для температуры окружа-

ющей среды 20 °С. Для пары 12Х18Н10Т–15Х5М получено:

$\sigma^{390} = 605$ МПа (от 390 °С и до температуры потери прочности стали 15Х5М, приблизительно равной 760 °С);

$\sigma^{310} = 675$ МПа (от 310 °С и до 760 °С);

$\sigma^{20} = 933$ МПа (от 20 °С и до 760 °С).

Рисунок 6. Расчетная схема задачи определения касательных напряжений по линии сплавления (поперечное сечение сварного шва)

Figure 6. Design scheme of the problem of determining the shear stresses along the fusion line (cross-section of the weld)

2) Поскольку в кольцевом сварном шве отсутствует возможность температурного удлинения, то это можно представить себе как возникновение силы, препятствующей деформации в радиальном направлении. В свою очередь сила ее реакции R (рисунок 6) для единицы длины сварного шва в поперечном направлении может быть представлена в виде: $R = P_y \cdot B$, где P_y — условное давление для определения внутренних напряжений, МПа; B — максимальная ширина сварного шва, мм.

Геометрические параметры поперечного сечения сварного шва приняты на основании имеющихся данных по его фактическому исполнению (рисунок 4). Условное давление определяется по формуле ниже, полученной с учетом того, что вклад в образование усилий вносит только сечение сварного шва. Для рабочих условий при расчетной температуре t условное давление составит:

$$P_y^t = \left(\frac{2 \cdot \sigma^t \cdot S}{D_H - S} \right) \cdot \left(\frac{S_{ш}}{B \cdot S} \right), \text{ МПа.}$$

Здесь $S_{ш}$ — площадь поперечного сечения сварного шва, мм².

Для расчетной температуры 390 °С:

$$P_y^{390} = \left(\frac{2 \cdot \sigma^{390} \cdot S}{D_H - S} \right) \cdot \left(\frac{S_{ш}}{B \cdot S} \right) = \left(\frac{2 \cdot 605 \cdot 9}{159 - 9} \right) \cdot 0,95 = 69,0 \text{ МПа.}$$

Для температуры 310 °С получено аналогично:

$$P_y^{310} = 77,0 \text{ МПа.}$$

Для температуры 20 °С получено:

$$P_y^{20} = 106,4 \text{ МПа.}$$

Величина касательных напряжений при расчетной температуре t определится по формуле:

$$\tau^t = \left(\frac{P_y^t \cdot B}{L_1 + L_2} \right) \cdot \cos(\alpha),$$

где $(L_1 + L_2)$ — суммарная величина длин линий сплавления поперечного сечения сварного шва, мм;

$\alpha = 25^\circ$ — средний угол между линией сплавления и нормалью к поверхности трубы (между верхней и нижней точками на линии сплавления со стороны большей толщины, рисунок 6).

Окончательно получено:

$$\tau^{390} = \frac{69,0 \cdot 16}{(10+8)} \cdot 0,9 = 55,2 \text{ МПа;}$$

$$\tau^{310} = \frac{77,0 \cdot 16}{(10+8)} \cdot 0,9 = 61,6 \text{ МПа;}$$

$$\tau^{20} = \frac{106,4 \cdot 16}{(10+8)} \cdot 0,9 = 85,1 \text{ МПа.}$$

Поскольку при 390 °С согласно [8] металл не эксплуатируется в условиях ползучести, то по рекомендациям [10] предпочтительно использовать при назначении допускаемых напряжений 4-ю теорию прочности. Допускаемое напряжение при сдвиге для пластичных материалов составит:

$$[\tau] = 0,6 \cdot [\sigma].$$

В данном случае:

$$[\tau]^{390} = 0,6 \cdot [\sigma]^{390} = 0,6 \cdot 107 = 64,2 \text{ МПа.}$$

Допускаемое напряжение для стали 15Х5М для 310 °С [8]:

$$[\sigma]^{310} = 118,8 \text{ МПа.}$$

Допускаемое напряжение при сдвиге для стали 15Х5М для 310 °С:

$$[\tau]^{20} = 0,6 \cdot [\sigma]^{20} = 0,6 \cdot 118,8 = 71,3 \text{ МПа.}$$

Допускаемое напряжение для стали 15Х5М для 20 °С согласно [9]:

$$[\sigma]^{20} = 146,0 \text{ МПа.}$$

Допускаемое напряжение при сдвиге для стали 15Х5М при 20 °С:

$$[\tau]^{20} = 0,6 \cdot [\sigma]^{20} = 0,6 \cdot 146,0 = 87,6 \text{ МПа.}$$

Условия прочности выполняются:

$$\tau^{390} \leq [\tau]^{390}; 55,2 < 64,2 \text{ МПа;}$$

$$\tau^{310} \leq [\tau]^{310}; 61,6 < 71,3 \text{ МПа;}$$

$$\tau^{20} \leq [\tau]^{20}; 85,1 < 87,6 \text{ МПа.}$$

Общий уровень напряжений является высоким, увеличивается с понижением расчетной температуры и при 20 °С практически приближается к предельному значению. При обычной для процесса сварки нестабильности химического состава металла сварного шва за счет перемешивания металла электродов и основного металла это может приводить к получению металла шва такого состава, для которого возможно невыполнение условий прочности. При сварке аустенитных сварных соединений характерно достаточно частое явление образования «холодных трещин», растрескивания сварных соединений по линиям сплавления при охлаждении до температуры окружающей среды. Образование трещин уже в процессе сварки или после ее без приложения дополнительных нагрузок для аустенитных сварных соединений отмечается в [1]. Явление образования «холодных трещин» подтверждает правильность изложенного подхода к оценке внутренних напряжений в аустенитных сварных соединениях.

Расчет трубы на прочность. Используется подход, описанный в [5]. Рассматривается элемент, выделенный двумя поперечными сечениями из трубы (рисунки 5, 7). Допускается, что поскольку наружные переток теплоизолированы, то термические напряжения по толщине стенки незначительны и ими можно пренебречь. Результаты расчета напряжений изгиба в продольном направлении трубы в зависимости от высоты уровня жидкости y_0 приведены в таблице 2. Коэффициент заполнения внутреннего пространства трубы K , %: $K = (y_0 + R_{вн}) / D_{вн}$.

Расчет сечения трубы в поперечном сечении. Используется подход [5], расчетная схема задачи показана на рисунке 8, случай $y_0 = 0$ (заполнение трубы жидкостью наполовину). Результаты расчета напряжений показаны в таблице 3.

R_n и R_b — наружный и внутренний радиусы трубы; S — толщина стенки трубы; y_o — высота уровня жидкости (относительно центра трубы); h_1 — расстояние от линии раздела фаз до верхней точки сечения.

Расчетные точки:

1. A — верхняя наружная точка трубы;
2. B — верхняя внутренняя точка трубы;
3. C — наружная точка трубы на линии раздела фаз (также точки C'_1 и C'_2 на уровне выше и ниже линии раздела фаз соответственно на 10 мм);
4. D — внутренняя точка трубы на линии раздела фаз (также точки D'_1 и D'_2 на уровне выше и ниже линии раздела фаз соответственно на 10 мм);
5. E — нижняя внутренняя точка трубы;
6. F — нижняя наружная точка трубы

R_n and R_b — outer and inner pipe radii; S — pipe wall thickness; y_o — the height of the liquid level (relative to the center of the pipe); h_1 — the distance from the phase separation line to the upper point of the section.

Design points:

1. A — the upper outer point of the pipe;
2. B — the upper inner point of the pipe;
3. C — the outer point of the pipe at the phase separation line (also points C'_1 and C'_2 at the level above and below the phase separation line, respectively, by 10 mm);
4. D — the inner point of the pipe on the phase separation line (also points D'_1 and D'_2 at the level above and below the phase separation line, respectively, by 10 mm);
5. E — the lower inner point of the pipe;
6. F — lower outer point of the pipe

Рисунок 7. Расчетная схема задачи определения внутренних усилий в продольном направлении трубы

Figure 7. Design scheme of the problem of determining internal forces in the longitudinal direction of the pipe

Таблица 2. Результаты расчета напряжений изгиба в продольном направлении трубы

Table 2. Results of calculating of bending stresses in the longitudinal direction of the pipe

№	y_o , мм	K , %	$\varepsilon_o \cdot 10^{-3}$	ρ , м	σ^A , МПа	σ^B , МПа	$\sigma^{C^1-D^1}$, МПа	σ^{C-D} , МПа	$\sigma^{C^2-D^2}$, МПа	σ^E , МПа	σ^F , МПа
1	60	92,6	4,22	191,86	-75,8	-83,3	-84,6	97,3	87,6	-38,1	-30,3
2	50	85,5	4,30	153,27	-45,2	-54,6	-67,9	112,3	100,1	-45,0	-35,4
3	40	78,4	4,33	134,49	-22,2	-32,9	-61,3	117,4	103,6	-48,1	-37,0
4	30	71,3	4,33	123,75	-3,9	-15,5	-60,9	116,7	101,6	-48,2	-36,1
5	20	64,3	4,30	117,37	10,9	-1,3	-64,4	112,2	96,3	-45,8	-33,1
6	10	57,2	4,26	113,92	22,7	10,1	-70,6	105,3	88,9	-41,1	-28,0
7	0	50	4,22	112,70	32,0	19,3	-78,1	97,2	80,7	-34,2	-21,0
8	-10	42,8	4,18	113,53	39,2	25,0	-86,2	88,9	72,6	-24,8	-10,1
9	-20	35,7	4,14	116,54	44,1	30,2	-93,5	81,8	65,8	-13,1	1,3
10	-30	28,7	4,11	122,32	46,7	33,5	-99,0	76,9	61,7	1,7	15,4

Рисунок 8. Расчетная схема задачи определения внутренних усилий в поперечном сечении трубы методом конечных элементов

Figure 8. Design scheme of the problem of determining internal forces in the cross section of a pipe by the finite element method

Таблица 3. Результаты расчета напряжений в поперечном сечении (σ_{om})

Table 3. The results of calculating stresses in the cross section (σ_{om})

Номер КЭ	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	16	17	18	19	20
σ_{om} , МПа	7,3	6,8	5,8	4,2	2,3	1,7	3,6	5,1	6,0	6,7	6,7	6,0	5,1	3,6	1,7	2,3	4,2	5,8	6,8	7,3

Определение эквивалентных напряжений. Для определения эквивалентных напряжений используется 4-я теория прочности [10]. Результаты расчета приведены в таблице 4. Максимальное удлинение трубы достигается на уровне около $K=70\%$ высоты, а далее оно уменьшается. Максимальный изгиб трубы достигается при падении уровня жидкости в трубе до заполнения $K=45\%$. В верхнем сечении верхней части трубы (точки *A* и *B*) напряжения растяжения формируются начиная с уровня примерно 65% и возрастают с понижением уровня жидкости, но не достигают предельных значений. На уровне линии

раздела фаз (точки *C* и *D*) для нижней части трубы напряжения растяжения с понижением уровня жидкости возрастают и достигают максимума при уровне 70% и далее уменьшаются. Во всех расчетных случаях условия прочности выполнены.

Проверка условий прочности на линии сплавления. Результаты расчета приведены в таблице 5. В ней выделены полужирным шрифтом случаи превышения предельных допустимых значений. В данных случаях будет происходить повреждение.

Таблица 4. Результаты расчета эквивалентных напряжений

Table 4. Results of calculating of equivalent stresses

№	y_0 , мм	$\sigma_{экв}^A$, МПа	$\sigma_{экв}^B$, МПа	$\sigma_{C1-D1}^{экв}$, МПа	$[\sigma]_1$, МПа	$\sigma_{C-D}^{экв}$, МПа	$\sigma_{C2-D2}^{экв}$, МПа	$\sigma_{экв}^E$, МПа	$\sigma_{экв}^F$, МПа	$[s]_2$, МПа
1	60	79,7	87,1	85,9	107,0	96,3	86,6	42,7	35,2	118,8
2	50	49,4	58,6	69,2		111,2	99,1	49,6	40,1	
3	40	27,0	37,2	62,7		116,4	102,5	52,5	41,7	
4	30	11,3	20,7	62,2		115,6	100,6	52,6	40,8	
5	20	11,5	9,8	65,8		111,1	95,3	50,3	37,9	
6	10	21,2	11,0	71,9		104,2	87,9	45,7	33,0	
7	0	30,0	18,2	79,4		96,2	79,7	39,0	26,3	
8	-10	36,9	23,3	87,5		87,9	71,6	29,9	16,5	
9	-20	41,6	28,2	94,9		80,8	64,9	19,1	9,5	
10	-30	44,2	31,4	100,2		75,9	60,7	9,4	14,9	

Таблица 5. Результаты расчета касательных напряжений

Table 5. Results of calculation of shear stresses

№	y_0 , мм	τ^A , МПа	τ^B , МПа	$\tau^{D'1}$, МПа	$[t]_1$, МПа	τ^C , МПа	τ^D , МПа	$\tau^{C'2}$, МПа	$\tau^{D'2}$, МПа	τ^E , МПа	τ^F , МПа	$[t]_2$, МПа
1	60	48,8	14,4	14,0	64,2	70,2	103,8	68,2	93,4	58,5	47,3	71,3
2	50	51,4	28,7	27,0		70,1	102,0	67,9	90,6	57,9	44,8	
3	40	53,4	39,6	34,0		69,0	95,5	66,8	84,1	57,6	44,0	
4	30	55,0	48,3	38,3		67,5	86,9	65,5	76,4	57,4	44,4	
5	20	56,3	55,4	41,8		65,9	77,9	64,1	68,7	57,8	45,9	
6	10	57,3	61,1	45,4		64,3	69,3	62,8	61,7	58,2	48,4	
7	0	58,1	65,7	49,7		62,9	61,7	61,6	55,9	58,8	52,0	
8	-10	58,7	68,5	55,1		62,8	68,1	63,5	72,2	59,6	57,4	
9	-20	59,2	71,1	48,6		63,7	73,5	64,1	76,0	60,6	63,1	
10	-30	59,4	72,8	41,3		64,5	78,4	64,8	79,6	70,2	71,3	

В любом наклонном сечении трубы будут возникать два вида напряжений: нормальные и касательные. Поскольку по линии сплавления действуют касательные напряжения, то необходимо проведение расчета на сдвиг. Примеры расчетов будут проводиться для случая $y_0 = -10$ мм, для точек *A* и *B*, а также *C* и *D*.

Верхняя часть трубы, точки *A* и *B*

Величина касательных напряжений по площадкам, расположенным под углом к ее оси, определится по известной формуле:

$$\tau = \frac{\sigma}{2} \cdot \sin(2 \cdot \alpha_1).$$

Наибольшие касательные напряжения в трубе возникают по площадкам, расположенным под углом 45° к ее оси, и по величине они равны половине осевого напряжения: $\tau_{max} = \frac{\sigma}{2}$.

Фактический наклон касательной к линии сплавления переменный по толщине стенки. В верхней части шва угол между ней и нормалью к оси трубы соответствует приблизительно 5° , в нижней части, где возникает повреждение, он соответствует 45° (рисунок 9). Основное расчетное уравнение на сдвиг для линии сплавления на наружной поверхности (в т. *A*) будет иметь вид:

$$\tau = \tau_{ep} + \frac{\sigma + \sigma_p}{2} \cdot \sin(2 \cdot \alpha_1) \leq [\tau].$$

В данном случае τ_{ep} представляет собой внутренние касательные напряжения для аустенитного сварного шва при расчетной температуре $t = 390^\circ\text{C}$. Определение их показано ранее. В нижней части шва по внутренней поверхности (в т. *B*) уравнение будет иметь вид: $\tau = \tau_{ep} + \frac{\sigma + \sigma_p}{2} \leq [\tau]$

Рисунок 9. Поперечное сечение шва с расчетными точками *A* и *B*

Figure 9. Cross-section of the weld with design points *A* and *B*

Допускаемые напряжения определяются при температуре верхней части 390°C . Поскольку при данной температуре металл не эксплуатируется в условиях ползучести, то допускаемое напряжение на срез определяется по формуле по 4-й теории прочности для пластичных материалов [10]: $[\tau] = 0,6 \cdot [\sigma]$. Допускаемое напряжение для стали 15X5M при 390°C [8]:

$$[\sigma] = 107,0 \text{ МПа.}$$

Допускаемые напряжения на срез:

$$[\tau] = 0,6 \cdot [\sigma] = 0,6 \cdot 107,0 = 64,2 \text{ МПа.}$$

Наружная поверхность трубы верхней части, т. *A* (рисунок 7).

Условие прочности на срез:

$$\begin{aligned} \tau &= \tau_{ep} + \frac{\sigma + \sigma_n}{2} \cdot \sin(2 \cdot \alpha_1) \leq [\tau] = \\ &= 55,2 + \frac{39,2 + 1,7}{2} \cdot \sin(2 \cdot 5^\circ) = 58,7 < 64,2 \text{ (МПа)}, \end{aligned}$$

условие прочности выполнено.

2) Внутренняя поверхность трубы верхней части, т. *B* (рисунок 7).

Условие прочности на срез:

$$\tau = \tau_{\text{ср}} + \frac{\sigma + \sigma_p}{2} \leq [\tau] =$$

$$= 55,2 + \frac{25,0 + 1,7}{2} = 68,5 > 64,2 \text{ (МПа)}.$$

Условие прочности не выполнено, и будет происходить повреждение. Это соответствует картине повреждения, когда растрескивание аустенитных сварных швов начинается от внутренней поверхности.

Уровень линии раздела фаз, точки C и D

Основное расчетное уравнение на сдвиг для линии сплавления на наружной поверхности (в точках C и D) будет иметь вид:

$$\tau = \tau_{\text{ср}} + \frac{\sigma + \sigma_p}{2} \cdot \sin(2 \cdot \alpha_1) \cdot \cos(\beta) \leq [\tau].$$

В данном случае $t_{\text{вр}}$ представляет собой внутренние касательные напряжения для аустенитного сварного шва при температуре 310 °С. Методика их определения показана ранее. Для данных условий: $t_{\text{вр}} = 61,6$ МПа.

Угол β показан на рисунке 10. Величина угла β влияет на величину растягивающих усилий от изгибающего момента, образованного вследствие фазовой неоднородности. Плоскость действия момента не совпадает с сечением C–D, поэтому действие момента возрастает по мере приближения расчетного сечения к верхней и нижней точкам трубы (точкам B и F) и минимально для областей, приближенных к осевой линии $y_o = 0$.

При уровне жидкости $y_o = -10$ мм: $\beta = 82^\circ$. При этом допускаемые напряжения определяются при температуре нижней части 310 °С. Допускаемое напряжение на срез аналогично.

Допускаемое напряжение 15Х5М при 310 °С [8]: $[\sigma] = 118,8$ МПа.

Допускаемое напряжение на срез: $[\tau] = 0,6 \cdot 118,8 = 71,3$ МПа.

Рисунок 10. Влияние уровня раздела фаз на растягивающие усилия

Figure 10. Influence of the phase separation level on tensile forces

Для точек C и D:

$$\tau_C = 61,6 + \frac{88,9 + 1,7}{2} \cdot \sin(2 \cdot 5^\circ) \cdot \cos(82^\circ) =$$

$$= 62,8 < 71,3 \text{ МПа};$$

$$\tau_D = 61,6 + \frac{88,9 + 1,7}{2} \cdot \sin(2 \cdot 45^\circ) \cdot \cos(82^\circ) =$$

$$= 68,1 < 71,3 \text{ МПа}.$$

Условия прочности выполнены.

Обсуждение результатов расчетного исследования

При пуске оборудования эксплуатация производится на малых расходах сырья, и создаются условия для фазового расслоения парожидкостной смеси с образованием температурного перепада в трубе. Уровень жидкости в трубах оказывает значительное влияние на условия нагружения трубы со сварными аустенитными соединениями из-за образования изгибных усилий. При уровне заполнения $K = 40\text{--}50\%$ создаются максимальные изгибные усилия в трубе (данные таблицы 2), которые не приводят к повреждению основного металла (данные таблицы 4), но могут вызывать повреждение аустенитного сварного шва в верхней части труб с внутренней стороны (данные таблицы 5). Основной вклад в достижение предельного состояния вносят касательные напряжения по линии сплавления. В сумме с другими напряжениями они оказываются достаточными, чтобы возникло предельное состояние и происходило повреждение. Зонами повреждения могут являться зоны сечений A–B (верх трубы) и C–D (зона раздела фаз).

Образование растрескивания в сечении A–B возможно при значительном падении уровня жидкости до 50 % и ниже (столбец τ^B , таблицы 5). Образование повреждений произошло в верхней части трубы. В верхней части трубы действуют небольшие напряжения растяжения, и повреждения основного материала не произошло, повреждения возникли в зоне действия касательных напряжений по линии сплавления с внутренней стороны трубы. При образовании растрескивания с внутренней стороны произошло его развитие до сквозного растрескивания. Общий объем выброса жидкой фазы (рисунок 3) небольшой, практически он представляет собой пятно «запотевания». Растрескивание произошло в верхней части трубы, и при разгерметизации происходил выброс паровой фазы с рассеиванием в атмосфере, выброс жидкой фазы происходил

только за счет уноса ее в капельном виде. Это подтверждает предложенный механизм образования повреждений.

Другой зоной возможного растрескивания сварного соединения является область сечения **C–D** и ниже. Для нее при многих значениях уровня раздела фаз y_0 расчетные значения касательных напряжений по линии сплавления значительно превышают допустимые значения (кроме области с уровнем заполнения $K=42,8–57,2\%$). Существует возможность образования повреждений в областях, приближенных к линии раздела фаз со стороны нижней части, заполненной жидкостью (столбцы τ^D , τ^{D^2} таблицы 5). В этом случае повреждения могут возникать в частях змеевика с меньшим содержанием паровой фазы ближе к началу змеевика и с более высоким уровнем линии раздела фаз. Зона расположения линии раздела фаз является переходной зоной, в которой фактическое распределение

температур и напряжений отличается от расчетной. Наличие близ расположенной зоны растяжения верхней части трубы изменяет картину распределения растягивающих напряжений в нижней части и снижает величину растягивающих напряжений в переходной зоне. Также при высоких значениях уровня жидкости снижается температурный перепад в трубе между верхней и нижней частями, что снижает внутренние усилия. В результате образование повреждения произошло в верхней части трубы.

Выводы

Расчетное исследование указывает на вид повреждения и расположение мест повреждения аустенитных сварных швов, обусловленные фазовым расслоением продукта; результаты расчетного исследования подтверждаются данными об эксплуатации и обследования оборудования.

СПИСОК ИСТОЧНИКОВ

1. Кириличев Н.В. Исследование сварных соединений перлитных сталей с аустенитным швом после длительной эксплуатации в нефтеперерабатывающих установках и совершенствование на его основе технологии сварки: дис. ... канд. техн. наук. Волгоград: 1980. 234 с.
2. Технологическая инструкция по сварке трубопроводов и печных змеевиков из теплоустойчивых хромомолибденовых сталей без термической обработки сварных соединений при изготовлении, монтаже и ремонте нефтеперерабатывающих и нефтехимических установок. Волгоград: Metallurgiya, 1981. 28 с.
3. РД 38.13.004-86. Эксплуатация и ремонт технологических трубопроводов под давлением до 10,0 МПа (100 кгс/кв.см). М.: Химия, 1988. 288 с.
4. Бадьин Ю.А., Решетов В.Ф. Влияние фазовой неоднородности нагреваемого сырья на эффективность работы трубчатых печей // Известия Волгоградского государственного технического университета. 2015. № 1 (154). С. 89-93.
5. Бадьин Ю.А. Повреждение змеевиков промышленных нагревательных печей из-за фазового расслоения нагреваемой среды // Нефтегазовое дело. 2021. Т. 19. № 4. С. 121-131. DOI: 10.17122/ngdelo-2021-4-121-131.
6. Дытнерский Ю.И. Процессы и аппараты химической технологии. Ч. 1: Теоретические основы процессов химической технологии. М.: Химия, 2002. 399 с.
7. Сорокин В.Г., Волосникова А.В., Вяткин С.А. Марочник сталей и сплавов. М.: Машиностроение, 1986. 638 с.
8. РТМ 26-02-67-84. Методика расчета на прочность элементов печей, работающих под давлением. М.: Союзнефтехиммаш Минхиммаша, 1984. 17 с.
9. ГОСТ 34233.1-2017. Сосуды и аппараты. Нормы и методы расчета на прочность. Общие требования. М.: Стандартинформ, 2019. 36 с.

10. Улитин Н.С. Сопротивление материалов. М.: Высш. школа, 1975. 264 с.

REFERENCES

1. Kirilichev N.V. *Issledovanie svarnykh soedinenii perlitnykh staley s austenitnym shvom posle dlitel'noi ekspluatatsii v neftepererabatyvayushchikh ustanovkakh i sovershenstvovanie na ego osnove tekhnologii svarki: dis. kand. tekhn. nauk* [Study of Welded Joints of Pearlitic Steels with an Austenitic Seam after Long-Term Operation in Oil Refineries and Improvement of Welding Technology on its Basis: Cand. Engin. Sci. Diss.]. Volgograd, 1980. 234 p. [in Russian].
2. *Tekhnologicheskaya instruktsiya po svarke truboprovodov i pechnykh zmeevikov iz teploustoichivykh khromomolibdenovykh staley bez termicheskoi obrabotki svarnykh soedinenii pri izgotovlenii, montazhe i remonte neftepererabatyvayushchikh i neftekhimicheskikh ustanovok* [Technological Instruction for Welding Pipelines and Furnace Coils from Heat-Resistant Chromium-Molybdenum Steels Without Heat Treatment of Welded Joints in the Manufacture, Installation and Repair of Oil Refining and Petrochemical Plants]. Volgograd, Metallurgiya Publ., 1981. 28 p. [in Russian].
3. *RD 38.13.004-86. Ekspluatatsiya i remont tekhnologicheskikh truboprovodov pod davleniem do 10,0 MPa (100 kgs/kv.sm)* [RD 38.13.004-86. Operation and Repair of Process Pipelines Under Pressure up to 10.0 MPa (100 kgf/cm²)]. Moscow, Khimiya Publ., 1988. 288 p. [in Russian].
4. Badin Yu.A., Reshetov V.F. *Vliyanie fazovoi neodnorodnosti nagrevaemogo syr'ya na effektivnost' raboty trubchatykh pechei* [Influences of Phase Inhomogeneity of Heated Products on Efficiency for Tube Fired Heaters]. *Izvestiya Volgogradskogo gosudarstvennogo tekhnicheskogo universiteta — Izvestia VSTU*, 2015, No. 1 (154), pp. 89-93. [in Russian].

5. Badin Yu.A. Povrezhdenie zmeevikh promyshlennykh nagrevatel'nykh pechei iz-za fazovogo rassloeniya nagrevaemoy sredy [Damaging Process for Coils of Fired Heaters Due to Phase Separation of Heated Product]. *Neftegazovoe delo — Petroleum Engineering*, 2021, Vol. 19, No. 4, pp. 121-131. DOI: 10.17122/ngdelo-2021-4-121-131. [in Russian].

6. Dytnerskii Yu.I. *Protsessy i apparaty khimicheskoi tekhnologii. Ch. 1: Teoreticheskie osnovy protsessov khimicheskoi tekhnologii* [Processes and Devices of Chemical Technology. Part 1: Theoretical Foundations of Chemical Technology Processes]. Moscow, Khimiya Publ., 2002. 399 p. [in Russian].

7. Sorokin V.G., Volosnikova A.V., Vyatkin S.A. *Marochnik stalei i splavov* [Brand of Steels and Alloys]. Moscow, Mashinostroenie Publ., 1986. 638 p. [in Russian].

8. RTM 26-02-67-84. *Metodika rascheta na prochnost' elementov pechei, rabotayushchikh pod davleniem* [RTM 26-02-67-84. Method for Calculating the Strength of Elements of Furnaces Operating Under Pressure]. Moscow, Soyuzneftekhimmash Minkhimmasha Publ., 1984. 17 p. [in Russian].

9. GOST 34233.1-2017. *Sosudy i apparaty. Normy i metody rascheta na prochnost'. Obshchie trebovaniya* [State Standard 34233.1-2017. Vessels and Apparatus. Norms and Methods of Strength Calculation. General Requirements]. Moscow, Standartinform Publ., 2019. 36 p. [in Russian].

10. Ulitin N.S. *Soprotivlenie materialov* [Strength of Materials]. Moscow, Vyssh. Shkola Publ., 1975. 264 p. [in Russian].

ИНФОРМАЦИЯ ОБ АВТОРЕ

INFORMATION ABOUT THE AUTHOR

Бадин Юрий Аркадьевич, старший научный сотрудник лаборатории №2 АО «ВНИКТИ нефтехимоборудование», Волгоград, Россия

Yurii A. Badin, Senior Researcher of Laboratory No. 2, JSC «VNIKTI neftekhimoborudovanie», Volgograd, Russia
yuabadin@vnikti.rosneft.ru

Статья поступила в редакцию 10.06.2021; одобрена после рецензирования 30.07.2021; принята к публикации 03.09.2021.

The article was submitted 10.06.2021; approved after reviewing 30.07.2021; accepted for publication 03.09.2021.