
**МЕТАЛЛЫ
И ВОПРОСЫ ПРОЧНОСТИ**

**ТРЕЩИНОСТОЙКОСТЬ БАРАБАННОЙ СТАЛИ 15NiCuMoNb5 (WB36)
И ЕЕ СВАРНОГО СОЕДИНЕНИЯ¹**© 2025 г. Е. А. Гринь^а, В. А. Саркисян^а, А. В. Зеленский^{а, *}^аВсероссийский теплотехнический институт, 3-й Автозаводский проезд, д. 4, корп. 1, Москва, 115280 Россия

*e-mail: AVZelensky@vti.ru

Поступила в редакцию 19.09.2024 г.

После доработки 18.12.2024 г.

Принята к публикации 25.12.2024 г.

Представлена краткая характеристика барабанной стали 15NiCuMoNb5 (WB36). Обоснована актуальность анализа статической трещиностойкости этой стали и ее сварных соединений. Исследован металл (сталь WB36) сварных заготовок, имитирующих натурные элементы барабана, трех модификаций (партий): основной, наплавленный и зоны сплавления. Испытания проводили при комнатной температуре. Методика испытаний соответствовала требованиям ГОСТ 25.506-85. Для всех образцов получены диаграммы разрушений явно выраженного типа IV (по ГОСТ 25.506-85). Принимая во внимание их (разрушений) вязкий характер, в качестве характеристики статической трещиностойкости материала использовали критерий J -интеграла. Путем специальной обработки диаграмм с выделением пластической составляющей энергии разрушения определяли значения J -интеграла для каждого образца. Окончательный анализ результатов испытаний выполнен в графическом формате согласно требованиям стандарта. По полученным данным для каждой исследованной партии металла найдены зависимости J -интеграла от длины подросшей статической трещины. С учетом значительного разброса экспериментальных точек по каждой модификации металла предложено обобщить полученные зависимости и рассматривать их обобщенный вариант в качестве оценочной характеристики критического J -интеграла металла (сталь WB36) сварных изделий, что в количественном выражении соответствует интервалу значений примерно 0.4–0.6 МДж/м². Вычисленные по этим значениям характеристики критических коэффициентов интенсивности напряжений (КИН) составили примерно от 300 до 370 МПа · м^{0.5}. Выполненный с использованием результатов исследований расчет несущей способности барабана, в зоне продольного сварного соединения которого имеется поверхностная трещина, показал, что для протяженных трещин предельно допустимая глубина не должна превышать примерно одной трети толщины стенки обечайки.

Ключевые слова: сталь 15NiCuMoNb5 (WB36), сварное соединение, барабан котла, статическая трещиностойкость, испытания, диаграмма нагружения, J -интеграл, коэффициент интенсивности напряжений

DOI: 10.56304/S0040363624601003

Для развития перспективных технологий в энергетике, сопровождающегося повышением значений рабочих параметров оборудования (давления, температуры), потребовалось создание новых конструкционных материалов с улучшенными эксплуатационными характеристиками. Для изготовления трубопроводов и оборудования, работающих при больших давлениях, в середине прошлого века в Германии была разработана сталь 15NiCuMoNb5 (WB36), обладающая высокими прочностными свойствами и уровнем пластических характеристик [1]. Так, изготовление барабанов котлов высокого давления из стали WB36 позволяет снизить их металлоемкость примерно на

40% по сравнению с барабанами из отечественной стали 16ГНМА аналогичного назначения, имеющими одинаковые геометрические параметры и предназначенными для работы в таких же условиях.

С начала нынешнего века российскими предприятиями освоены производство толстолистового проката из стали WB36 и процесс изготовления из него сварных барабанов. В настоящее время на электростанциях России эксплуатируется значительное число барабанов высокого давления из стали 15NiCuMoNb5 (преимущественно в составе котлов-утилизаторов парогазовых установок). Несмотря на довольно широкое и продолжительное применение этой стали, а также ответственное назначение оборудования, при производстве которого она использует-

¹ Статья подготовлена по результатам испытаний, выполненных на оборудовании ЦКП ОАО ВТИ «Центр исследования материалов тепловой энергетики нового поколения».

ся, WB36 существенно менее изучена, чем другие конструкционные стали. Данные о стали WB36, представленные в зарубежной научно-технической литературе [2–6], имеют ограниченный и не всегда однозначный характер, а в России до недавнего времени в открытом доступе вообще отсутствовала какая-либо информация об исследованиях этой стали и ее сварных соединений в отечественном варианте их исполнения.

Благодаря довольно сложной легирующей основе стали WB36 [2, 7] обеспечивается, в целом, благоприятная комбинация ее служебных свойств, в первую очередь — ее повышенные прочностные характеристики [6, 8]. Однако наличие меди в качестве упрочняющей легирующей добавки в твердом растворе стали может способствовать снижению сопротивления хрупкому разрушению, особенно для толстолистовых изделий и их сварных соединений [9–11]. Более того, как показали результаты исследований, выполненных за рубежом [5, 6, 9, 10], при длительных температурных выдержках медь, которая находится в твердом растворе стали в пересыщенном состоянии, выделяется в феррите в виде дисперсных частиц, что способствует улучшению прочностных и снижению пластических свойств, а также повышению температуры вязкохрупкого перехода [9, 11]. Эти характерные особенности стали WB36, свидетельствующие о ее склонности к температурному старению, были подтверждены ее исследованиями, недавно проведенными в России, на толстолистовых заготовках отечественного производства [12, 13].

В свете изложенного изучение характеристик хрупкой прочности стали 15NiCuMoNb5, в том числе с учетом фактора температурного старения, является актуальным. В настоящей статье приведены результаты исследований статической трещиностойкости (вязкости разрушения) стали WB36 и ее сварного соединения.

ОБЪЕКТ И МЕТОДИКА ИССЛЕДОВАНИЙ

Для проведения исследований использовали опытные сварные заготовки, представляющие собой фрагменты прокатного листа из стали 15NiCuMoNb5 в виде пластин толщиной 80 мм и размером 500 × 600 мм со сварным соединением посередине. Заготовки были изготовлены в соответствии со штатной технологической цепочкой металлургического и котлостроительного производств. Следовательно, можно считать, что предметом исследования являлся металл, имитирующий натурные сварные элементы барабана высокого давления.

Проведенный ранее анализ служебных характеристик указанных опытных заготовок из стали WB36 [14, 15], в том числе состава, структуры и

свойств основного металла и его сварных соединений, по всем показателям подтвердил их (характеристик) соответствие требованиям EN 10028-2 [1]. При этом, согласно результатам измерений твердости и испытаний на растяжение, основной металл и сварное соединение исследованной опытной заготовки были практически равнопрочными [14, 15]. Механические свойства рассматриваемого металла приведены в табл. 1.

Испытания на ударный изгиб по Шарпи показали высокую ударную вязкость стали: значения KCV при комнатной температуре составляли не менее 200–210 Дж/см² для основного металла и металла шва и не менее 180–200 Дж/см² для зоны сплавления. Критическая температура хрупкости составила –60°C для основного металла и металла шва и –40°C для зоны сплавления [15].

Исследованию подлежали основной металл, металл шва и металл зоны сплавления в исходном состоянии, в ограниченном объеме испытывали основной металл после термического старения на базе 2000 ч при 400°C [5, 6, 12]. Все испытания на статическую трещиностойкость проводили при комнатной температуре. Использованные образцы, а также методики проведения испытаний и обработки экспериментальных данных соответствовали требованиям ГОСТ 25.506–85 [16]. Были применены призматические образцы прямоугольного сечения с краевой трещиной — тип 4, испытания проводились нагружением по схеме трехточечного изгиба [16]. Размеры образцов: сечение 25 × 50 мм, длина 225 мм.

Образцы из основного металла были направлены продольной осью параллельно сварному шву, что соответствовало их ориентации поперек направления проката, и, следовательно, плоскость иницирующего надреза в образцах располагалась вдоль линии проката. При изготовлении образцов, содержащих зону сплавления, их расположение относительно сварного шва задавали, исходя из условия нахождения вершины надреза вблизи линии сплавления — на расстоянии примерно 2–3 мм от нее, с тем расчетом, чтобы вершина выращенной усталостной трещины заведомо попадала (упиралась) в зону термического влияния сварки.

Перед испытаниями на всех образцах из иницирующих надрезов были выращены исходные усталостные трещины. Выращивание осуществляли на специальной установке, реализующей нагружение по резонансному принципу в режиме знакопеременного консольного изгиба посредством колебания подвижного захвата с установленным на нем вибратором. Внешний вид установки показан на рис. 1.

При нанесении исходных усталостных трещин были соблюдены требования стандарта [16]. На установке обеспечивалось переменное нагружение

образцов в частотном диапазоне 40 ± 3 Гц. Для наблюдения за выращиваемой трещиной использовали специальное стробоскопическое устройство в виде светодиодной лампы, получавшей питание от звукового генератора ГЗ-56/1. Одновременно на основе стробоскопического эффекта осуществляли контроль частоты нагружения. Длину усталостной трещины измеряли с помощью катетометра В-630. Фактическое количество циклов нагружения при нанесении усталостных трещин для каждого из образцов превышало минимально рекомендуемое значение 5×10^4 [16]. Размеры полученных усталостных трещин и ограничения по их допускаемым отклонениям от заданных параметров соответствовали требованиям стандарта [16].

Испытания на трещиностойкость образцов с нанесенными усталостными трещинами проводили на электрогидравлической машине Tinius Olsen SL 60, рассчитанной на максимальное нагружающее усилие 2×10^4 кН (рис. 2). В ходе испытаний в цифровом формате обеспечивалась автоматическая регистрация диаграмм нагружения «нагрузка P – прогиб f ». Первый образец из каждой партии металла (основной металл, шов, зона сплавления) нагружали до разрушения и по полученной диаграмме оценивали ее характерный тип (I–IV) согласно стандарту [16], после чего определяли дальнейшую тактику испытаний.

Поскольку для всех исследованных партий металла были получены диаграммы типа IV, испытания последующих (за первым) образцов каждой серии проводили нагружением до заданных фиксированных значений прогиба f , составлявших не более 0.9 прогиба f_c (критическое значение), соответствующего на диаграмме первого (разрушенного) образца точке с максимальным значением нагрузки. Выбор предельных значений прогиба f_i (индекс i – номер конкретного образ-

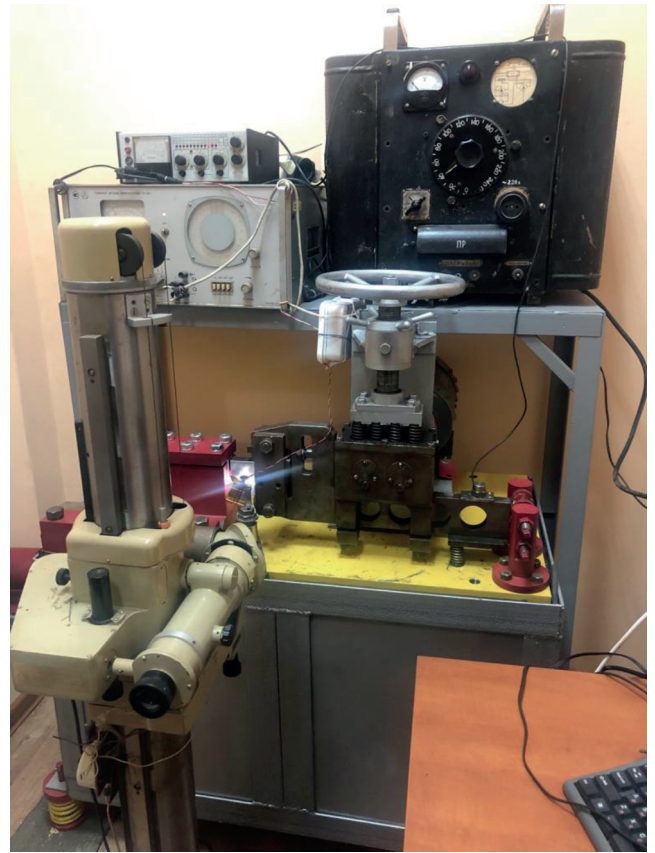


Рис. 1. Установка для выращивания исходных усталостных трещин

ца) для каждого из образцов был ориентирован на получение большого количества значений приращения (подроста) длины трещины Δl_i , вызванного статическим нагружением. Таким образом, за исключением первых образцов, все испытывавшиеся далее образцы нагружали, не доводя

Таблица 1. Свойства стали исследуемой заготовки

Температура, °С	Временное сопротивление σ _в , МПа	Предел текучести σ _{0,2} , МПа	Относительное удлинение δ, %	Относительное сужение ψ, %	Ударная вязкость, Дж/см ²	
					KCU	KCV
Основной металл						
20	711	537	25	67	218	203
350	672	490	23.5	56	—	—
Сварное соединение						
20	708	—	—	—	—	—
350	658	—	—	—	—	—
Нормы EN 10028-2						
20	600—700	430	16	—	—	—
350	—	342	—	—	—	—



Рис. 2. Электрогидравлическая машина Tinius Olsen SL 60

их до разрушения (с записью диаграммы), и после их разгрузки фиксировали контур трещины, подросшей при статическом нагружении, путем термического окрашивания ее поверхностей. После этого образец остужали и затем вновь нагружали до полного разрушения. Длину исходной усталостной трещины l_y и ее статический подрост Δl измеряли по пяти линиям, пересекавшим контуры указанных трещин на изломе образца, с помощью инструментального микроскопа ММИ-2. Контрольные секущие линии были равномерно разнесены в изломе по толщине образца.

РЕЗУЛЬТАТЫ ИССЛЕДОВАНИЙ И ИХ ОБСУЖДЕНИЕ

Типичные диаграммы нагружения образцов для основного металла, металла шва и зоны сплавления при фиксированном прогибе $f \approx 0.9f_c$ показаны на рис. 3. Диаграммы имеют явно выраженный характер типа IV [16]. При этом для разных модификаций металла их вид различается. Так, для основного металла после выхода диаграммы из упругой области дальнейшее увеличение прогиба образца с трещиной требует некоторого повышения нагрузки, т.е. происходит деформационное упрочнение. В свою очередь, для металла шва аналогичный участок диаграммы является практически горизонтальным, что свидетельствует об отсутствии деформационного упрочнения в ходе нагружения образца с трещиной в пластической области. Характер диаграммы прогиба образца с трещиной, упирающейся вершиной в линию сплавления, почти не отличается

от аналогичной диаграммы, полученной для основного металла (см. рис. 3).

Изломы разрушенных образцов для каждой исследованной партии металла показаны на рис. 4. Обращают на себя внимание явно выраженные признаки вязкого разрушения металла при доломе образцов.

С использованием значений максимальной нагрузки P_{Ci} , полученных по диаграмме для каждого испытанного образца, и результатов измерений полной длины трещины $l_i = l_{yi} + \Delta l_i$ вычис-

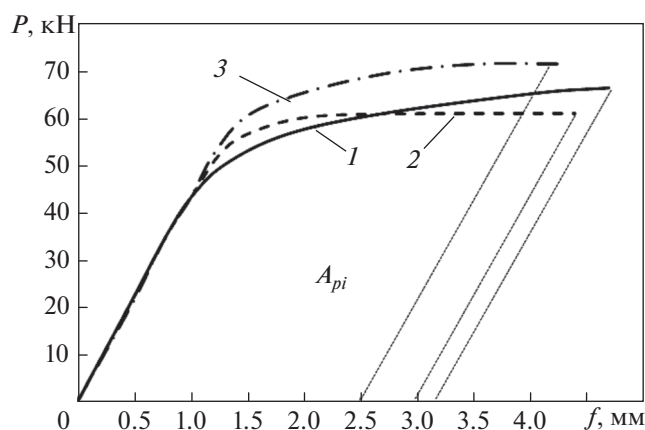


Рис. 3. Типичные диаграммы испытания образцов. 1 – основной металл; 2 – металл шва; 3 – металл зоны сплавления (площади, ограниченные кривыми 1, 2, 3 и линиями разгрузки, представляют собой пластические составляющие энергии разрушения A_{pi})



Рис. 4. Изломы испытанных образцов из основного металла (а), металла шва (б) и зоны сплавления (в) из трех партий (в каждом горизонтальном ряду представлены три разных образца из одной партии). Поверхность: 1 – надреза; 2 – усталостной трещины; 3 – статически подросшей трещины

ляли коэффициент интенсивности напряжений K_{Si} по формулам стандарта [16]. С учетом высокой вязкости стали WB36 (о чем свидетельствуют вид диаграмм на рис. 3 и характер изломов

образцов на рис. 4) в качестве характеристики статической трещиностойкости материала следует применять критерий J -интеграла, т.е. J_C (критический) [16]. Для определения J -интегра-

Таблица 2. Результаты определения характеристик трещиностойкости стали WB36

Номер образца	f , мм	P_C , кН	l , мм	Δl , мм	K_C , МПа · м ^{0.5}	A_p , кДж	J , МДж/м ²
Основной металл							
1	4.55	60.1	27.83	0.79	124.1	0.152	0.618
2	4.75	66.5	25.82	0.96	129.2	0.185	0.687
3	5.47	53.7	29.19	0.93	116.0	0.184	0.768
4	7.08	60.9	27.73	1.54	125.3	0.303	1.160
5	8.09	61.3	27.05	2.15	123.4	0.368	1.351
6*	5.65	70.8	27.59	1.28	145.0	0.256	1.011
7*	6.89	65.2	27.28	1.83	132.2	0.321	1.211
Металл шва							
8	4.97	60.5	28.11	1.69	126.0	0.206	0.825
9	4.41	62.3	27.87	1.18	128.8	0.165	0.667
10	4.74	57.4	25.82	1.61	110.8	0.207	0.740
11	4.22	74.4	25.41	1.02	143.0	0.173	0.657
12	4.26	63.8	27.80	0.90	131.6	0.170	0.692
13	4.66	75.9	25.00	2.35	144.5	0.221	0.666
14	4.49	61.8	26.51	1.43	122.3	0.190	0.716
15	3.27	62.8	27.76	0.51	129.3	0.101	0.439
Металл зоны сплавления							
16	5.04	68.3	26.32	1.42	134.6	0.205	0.773
17	5.81	74.8	25.85	1.12	145.5	0.268	0.985
18	6.53	75.4	25.60	2.30	157.9	0.293	1.073
19	6.3	77.6	25.22	1.70	148.5	0.303	0.982
20	6.92	74.5	26.25	1.37	146.5	0.343	1.254
21	7.64	81.7	25.29	1.85	156.6	0.436	1.524
22	6.6	81.0	24.79	1.74	153.4	0.364	1.262
23	4.3	71.4	25.70	1.35	138.3	0.187	0.704

* Образцы после старения в течение 2000 ч.

ла на диаграмме нагружения каждого образца выделяют пластическую составляющую энергии разрушения A_{pi} , соответствующую пластической части диаграммы “ $P-f$ ” (см. рис. 3). Значения J_i для каждого образца вычисляли по формуле [16]

$$J_i = \frac{K_{Ci}^2 (1 - \mu^2)}{E} + \frac{2A_{pi}}{(b - l_i)t}, \quad (1)$$

где E , μ — модуль упругости и коэффициент Пуассона стали соответственно; b , t — ширина и толщина образца.

Результаты обработки экспериментальных данных по испытанным образцам всех трех партий металла и полученные для них с помощью (1) значения J -интеграла приведены в табл. 2.

Окончательную обработку результатов выполняли согласно [16] в графическом формате с использованием информации из табл. 2. Экспериментальные точки и соответствующие им графики, построенные в координатах “ J -интеграл — приращение длины трещины Δl ”, показаны на рис. 5, на котором изображены также вспомогательные расчетные прямые N_i ($i \geq 0$), где N_0 определяется по выражению

$$J = (\sigma_{0.2} + \sigma_b) \Delta l,$$

здесь σ_b — временное сопротивление; $\sigma_{0.2}$ — предел текучести; линии N_1 , N_2 , N_3 , N_4 проводят параллельно линии N_0 на расстояниях Δl в соответствии с ГОСТ [16].

Проекция точки пересечения этой расчетной прямой с линией регрессии, аппроксимирующей

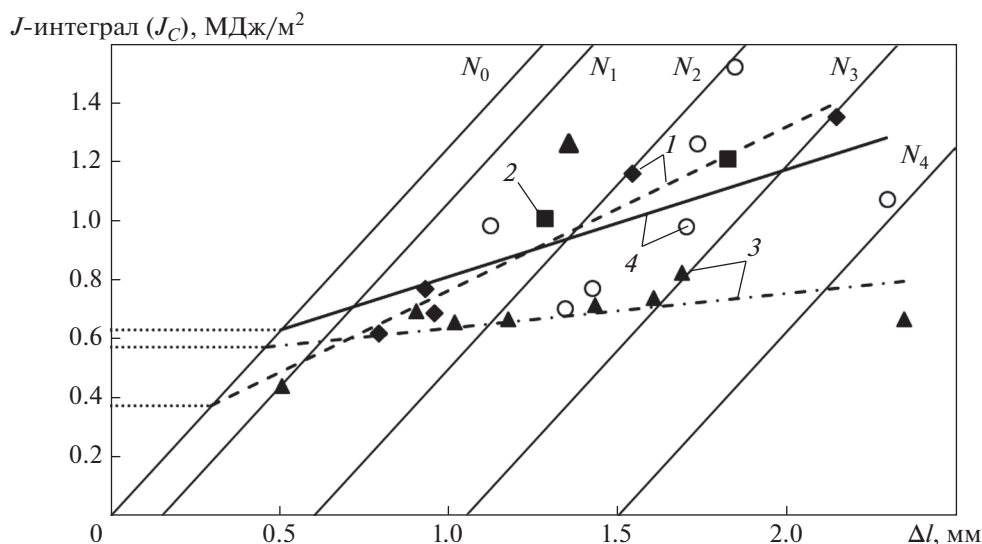


Рис. 5. Зависимость J -интеграла от значения статического подроста трещины Δl при испытаниях. Основной металл: 1 — исходное состояние; 2 — после старения в течение 2000 ч; 3 — металл шва; 4 — металл зоны сплавления; N_i — обозначение вспомогательных прямых для графической обработки данных эксперимента

зависимость “ $J - \Delta l$ ” для конкретной партии образцов, на ось ординат принимается в качестве характеристики J_C соответствующего материала (основного металла, металла шва и металла зоны сплавления).

Видно, что линии тренда зависимостей “ $J - \Delta l$ ” заметно различаются для разных партий металла, причем для каждой из них соответствующий массив экспериментальных точек характеризуется большим разбросом значений. Вследствие этого две экспериментальные точки, полученные для состаренного (на базе 2000 ч) основного металла, заведомо укладываются в общую полосу разброса результатов испытаний соответствующей партии образцов исходного состояния металла. Поэтому было нецелесообразным вычленять эти две точки, которые затем подлежали регрессионной обработке совместно с остальными экспериментальными данными металла в исходном состоянии.

Результаты испытаний (см. рис. 5) свидетельствуют о том, что наибольшее сопротивление статическому разрушению оказывает металл зоны сплавления, далее следует металл шва, наименьший уровень статической трещиностойкости зафиксирован у основного металла. Однако с учетом значительного разброса экспериментальных данных и, как следствие, невысокой воспроизводимости регрессионных зависимостей при расширении массива экспериментальных точек анализировать полученные результаты предпочтительнее в качественном отношении. В таком контексте следует считать, что сопротивление хрупкому (квазихрупкому) разрушению для ис-

следованных партий металла находится на довольно высоком уровне и выделять какую-либо из них нет веских оснований, по крайней мере на данном этапе исследования. Есть резон принимать статическую трещиностойкость сварных изделий из стали WB36 в обобщенном варианте полученных зависимостей (для всех партий металла). Тогда оценочная характеристика критического J -интеграла в количественном выражении будет примерно соответствовать интервалу 0.4–0.6 МДж/м² (см. рис. 5).

С учетом вязкого характера разрушения образцов при испытаниях (см. рис. 3, 4) выполнена оценка корректности полученных значений критического J -интеграла (J_C) в качестве критерия трещиностойкости (т.е. инвариантной характеристики J_{IC}) по условию достаточности толщины испытываемых образцов [16]:

$$t_0 \geq t_{pJ},$$

где t_0 , t_{pJ} — фактическая и расчетная толщина образца соответственно.

Значение t_{pJ} вычисляется по формуле [16]

$$t_{pJ} = \beta_J \frac{J_C}{\sigma_{0.2} + \sigma_B}, \quad (2)$$

где коэффициент $\beta_J = 425 - 375 \frac{\sigma_{0.2}}{\sigma_B}$.

Оценки, выполненные с использованием выражения (2), показали, что для интервала значений J_C , определенного в ходе экспериментов, толщина образцов должна составлять примерно

от 40 до 70 мм. Обеспечить такую толщину для исследованной сварной заготовки было технически затруднительно. Следовательно, значения критического J -интеграла, полученные по результатам проведенных испытаний, следует рассматривать в качестве оценочных характеристик трещиностойкости J_C стали WB36. По этим характеристикам для трех исследованных партий металла могут быть вычислены критические коэффициенты интенсивности напряжений (условные K_{JC}):

$$K_{JC} = [EJ_C / (1 - \mu^2)]^{1/2}. \quad (3)$$

Значения K_{JC} , рассчитанные по формуле (3), соответствуют интервалу примерно от 300 до 370 МПа · м^{0.5}. Ранее для исследованного металла по данным сугубо консервативной оценки, выполненной с использованием критической температуры хрупкости [17], было получено значение критического КИН — на уровне приблизительно 124 МПа · м^{0.5} [13], которое следует расценивать как предельную нижнюю границу возможных значений данной характеристики, т.е. $K_{JC} > 124 \text{ МПа} \cdot \text{м}^{0.5}$. Исходя из этих соображений, можно с большой долей вероятности полагать, что реальные значения критического КИН для стали WB36 при выполнении условий квазихрупкого разрушения будут располагаться в диапазоне 150–200 МПа · м^{0.5}. При выполнении расчетов на прочность по условиям хрупкого разрушения целесообразно ориентироваться на эти показатели.

ПРИМЕР ИСПОЛЬЗОВАНИЯ РЕЗУЛЬТАТОВ

Для иллюстрации применения полученных результатов были выполнены оценочные расчеты несущей способности барабана высокого давления, изготовленного из стали WB36 и содержащего трещиноподобный дефект в зоне продольного сварного соединения обечайки. Расчеты проводились применительно к барабану котла-утилизатора парогазовой установки ПГУ-420 с использованием следующих исходных данных:

Внутренний диаметр, мм.....	2288
Толщина стенки, мм	54
Расчетное (рабочее) давление p , МПа	9.4
Давление гидроиспытания, МПа.....	11.75

В расчетной схеме было принято, что трещиноподобный дефект располагается вдоль линии сплавления продольного шва барабана с внутренней его стороны. Дефект — поверхностного типа, имеет полуэллиптическую конфигурацию с полуосями a (глубина) и c (полутолщина по поверхности). Напряжениями отрыва для указанной трещины будут являться окружные напряжения в ба-

рабана σ_ϕ . В результате вычислений, выполненных по формулам для толстостенного цилиндра, находящегося под внутренним давлением, были получены следующие значения σ_ϕ : на внутренней поверхности $\sigma_\phi^{\text{вн}} = 20.7p$, на наружной $\sigma_\phi^{\text{нар}} = 19.7p$. Расчетную оценку несущей способности барабана с трещиноподобным дефектом целесообразно проводить для условий гидроиспытаний (наиболее консервативный вариант). В этом случае $\sigma_\phi^{\text{вн}} = 243.2 \text{ МПа}$, $\sigma_\phi^{\text{нар}} = 231.4 \text{ МПа}$.

Коэффициент интенсивности напряжений для цилиндрических тел, находящихся под внутренним давлением, рекомендуется определять по формуле [17]

$$K_I = \frac{\eta(\sigma_t M_t + \sigma_q M_q) \left(\pi \frac{a}{10^3} \right)^{1/2}}{Q}, \quad (4)$$

где η — коэффициент влияния концентрации напряжений; σ_t , σ_q — составляющая напряжений растяжения и изгиба соответственно, МПа; $M_t = 1 + 0.12 a/c$, $M_q = 1 - 0.64 a/h$ — коэффициенты; h — длина зоны положительных значений

изгибных напряжений, мм; $Q = \left[1 + 4.6 \left(\frac{a}{2c} \right)^{1.65} \right]^{1/2}$.

Согласно результатам расчетных оценок концентрации напряжений, для стыкового сварного соединения барабана [17] коэффициент η составляет от 1.15 до 1.20. Исходя из консервативного варианта, принимают $\eta = 1.20$. В предположении линейного распределения напряжений по толщине обечайки (что для рассматриваемой задачи имеет пренебрежимо малую погрешность) параметр $h = s/2$, где s — толщина стенки изделия. Тогда

$$\sigma_t = \frac{\sigma_\phi^{\text{вн}} + \sigma_\phi^{\text{нар}}}{2} = 237.3 \text{ МПа};$$

$$\sigma_q = \frac{\sigma_\phi^{\text{вн}} - \sigma_\phi^{\text{нар}}}{2} = 5.9 \text{ МПа}.$$

Расчет КИН (K_I) выполняли в соответствии с формулой (4) для двух конфигураций дефекта: для протяженной трещины с отношением полуосей $a/c = 0.1$ и для трещины равновесной формы, т.е. $a/c \approx 0.66$. Результаты расчета в графическом виде “ $K_{JC} - a$ ” показаны на рис. 6. На нем также обозначена нижняя часть области вероятных значений допускаемых КИН, интервал которых определен по границам области их оценочных критических показателей ($K_I = K_{JC}$) с коэффициентом запаса прочности $n_K = 2$ [17], т.е. $[K_{JC}] = K_{JC}/2$. Нижняя граница полосы допускаемых значений КИН составляет $[K_{JC}]_{\min} \approx 75 \text{ МПа} \cdot \text{м}^{0.5}$.

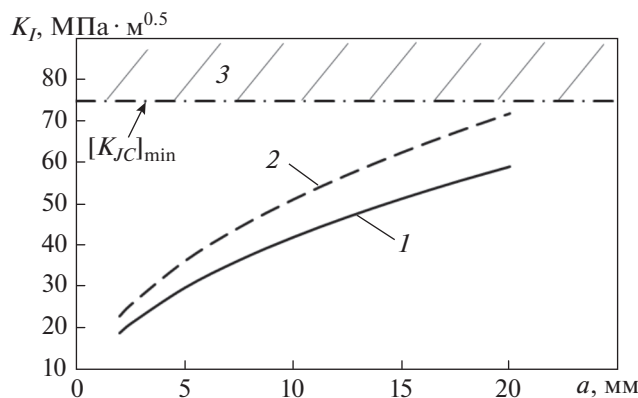


Рис. 6. Зависимость коэффициента интенсивности напряжений K_I от глубины трещины a в зоне продольного сварного соединения барабана высокого давления. 1 — трещина равновесной конфигурации ($a/c \approx 0.66$); 2 — протяженная трещина ($a/c = 0.1$); 3 — область предельных допустимых значений K_I ($[K_{IC}]$)

Видно, что кривая, описывающая зависимость КИН от глубины трещины, в случае ее протяженной конфигурации располагается существенно выше аналогичной кривой для трещины равновесной формы. При этом КИН для протяженной трещины глубиной более 20 мм (примерно одна треть толщины стенки обечайки) попадает в область выше нижней границы предельно допустимых его значений, что создает угрозу разрушения барабана по квазихрупкому механизму. В свою очередь, для трещины, близкой к равновесной форме, нарастание КИН с увеличением глубины происходит умеренными темпами, и наступление предельного состояния, заключающегося в потере несущей способности барабана, следует ожидать для существенно более глубоких трещин.

ВЫВОДЫ

1. Диаграммы нагружения образцов и особенности их изломов демонстрируют вязкий характер разрушения металла, в связи с чем в качестве характеристики трещиностойкости целесообразно использовать J -интеграл.

2. С учетом значительного разброса экспериментальных данных рекомендовано применять обобщенную по всем трем модификациям металла (основной металл, шов, зона сплавления) версию зависимостей J -интеграла от длины статически подросшей трещины. В этом случае оценочные значения критического J -интеграла укладываются в интервал 0.4–0.6 МДж/м², что соответствует критическому коэффициенту интенсивности напряжений примерно от 300 до 370 МПа·м^{0.5}.

3. С использованием полученных оценочных критериев трещиностойкости выполнен расчет несущей способности барабана высокого давления котла-утилизатора ПГУ-420, который показал, что при наличии протяженной поверхностной трещины в зоне продольного сварного соединения ее допустимая глубина не должна превышать примерно одной трети толщины стенки обечайки.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **EN 10028-2.** Flat products made of steels for pressure purposes. European standart.
2. **Sarwar M., Mohd A.A.M.** Study of PWHT of EN-WB 36 welded material for high pressure application in power plants // *Appl. Mech. Mater.* 2015. V. 786. P. 99–104. <https://doi.org/10.4028/www.scientific.net/AMM.786.99>
3. **Le X.B.** Research on heat treatment of 15NiCuMoNb5-6-4 steel pipes // *Chem. Equip. Technol.* 2017. V. 38. Is. 3. P. 64–66.
4. **Research** on post-weld heat treatment and property of welded joint of 15NiCuMoNb5-6-4 steel / Z. Zheng, B. Wang, B. Zhang, R. Wang // *Hot Work. Technol.* 2010. V. 39. Is. 23. P. 208–209.
5. **Foehl J., Willer D., Katerbau K.H.** Effect of copper precipitates on the toughness of low alloy steels for pressure boundary components // *Proc. of the 30th MPA-Seminar in Conjunction with the 9th German-Japanese Seminar.* Stuttgart, Germany, 6–7 Oct. 2004. P. 11.1–11.15.
6. **Kumar S., Ramesh T., Asokkumar K.** Welding studies on WB36 for feed water piping // *Welding Int. J. Comput. Eng. Res. (IJCER).* 2016. V. 6. Is. 5. P. 2250–3005.
7. **Yang Y.Q.** Determination and application of welding and heat treatment process for 15NiCuMoNb5 steel // *Ningxia Electr. Power.* 2008. P. 188–190.
8. **Analysis** of mechanical properties of 15NiCuMoNb at different temperatures / D. Yannan, R. Bin, L. Longxian, T. Xiaoying, X. Xiaolong, Z. Weiping, O. Weiping // *IOP Conf. Ser.: Earth and Environ. Sci.* 2019. V. 330. Is. 4. P. 042046. <https://doi.org/10.1088/1755-1315/330/4/042046>
9. **R&D** to lifetime management — ND-characterization of ageing phenomena / G. Dobmann, C. Boller, H.-G. Herрман, I. Altpeter // *E-J. Adv. Maintenance.* 2013. V. 5–1. P. 15–24.
10. **Schmauder S., Uhlmann D., Zies G.** Experimental and numerical investigations of two material states of the material 15NiCuMoNb5 (WB36) // *Comput. Mater. Sci.* 2002. No. 25. Is. 1. P. 174–192. [https://doi.org/10.1016/S0927-0256\(02\)00262-8](https://doi.org/10.1016/S0927-0256(02)00262-8)
11. **Copper** precipitates in the steel 15NiCuMoNb5 (WB36): material properties and microstructure, atomic simulation, NDE by micromagnetic techniques (in German) / I. Altpeter, G. Dobmann, K.-H. Katerbau, M. Schick, P. Binkle, P. Kizler, S. Schmauder // *Proc. of the 25 MPA Seminar.* Stuttgart, Germany, 7–8 Oct. 1999.
12. **Исследование** влияния температурного старения на комплекс служебных характеристик стали 15NiCuMoNb5 (WB36). Ч. I: Влияние температурных выдержек на структурные параметры и микрораспределение элементного состава стали WB36 /

- Е.А. Гринь, А.В. Пчелинцев, А.В. Зеленский, В.А. Саркисян, Е.А. Шорина // Электрические станции. 2023. № 12. С. 10–21.
<https://doi.org/10.34831/EP.2023.1109.12.002>
13. **Исследование** влияния температурного старения на комплекс служебных характеристик стали 15NiCuMoNb5 (WB36). Ч. III: Влияние термического старения на механические свойства и критическую температуру хрупкости / Е.А. Гринь, В.А. Саркисян, А.В. Зеленский, А.В. Пчелинцев // Электрические станции. 2024. № 2. С. 2–10.
<https://doi.org/10.34831/EP.2024.1111.2.001>
 14. **Базовые** характеристики металла сварной заготовки из стали 15NiCuMoNb5 (WB36) / Е.А. Гринь, А.В. Пчелинцев, А.В. Зеленский, В.А. Саркисян // Электрические станции. 2023. № 3. С. 18–25.
<https://doi.org/10.34831/EP.2023.1100.3.003>
 15. **Комплекс** служебных свойств металла и сварного соединения барабанной стали 15NiCuMoNb5 (WB36) / Е.А. Гринь, А.В. Пчелинцев, А.В. Зеленский, В.А. Саркисян // Электрические станции. 2023. № 4. С. 2–9.
<https://doi.org/10.34831/EP.2023.1101.4.001>
 16. **ГОСТ 25.506-85.** Методы механических испытаний металлов. Определение характеристик трещиностойкости (вязкости разрушения) при статическом нагружении. М.: Изд-во стандартов, 1985.
 17. **ПНАЭ-Г-7-002-86.** Нормы расчета на прочность оборудования и трубопроводов атомных энергетических установок. М.: Энергоатомиздат, 1989.

Crack Resistance of Drum Steel 15NiCuMoNb5 (Wb36) and Its Welded Joint

E. A. Grin^a, V. A. Sargsyan^a, and A. V. Zelensky^{a, *}

^a All-Russian Thermal Engineering Institute (OAO VTI), Moscow, 115280 Russia

*e-mail: AVZelensky@vti.ru

Abstract—A brief description of drum steel 15NiCuMoNb5 (WB36) is presented. The relevance of the analysis of static crack resistance of this steel and its welded joints is substantiated. The metal (WB36 steel) of welded blanks simulating natural drum elements in three modifications (batches) was studied: base, welded, and fusion zones. The tests were carried out at room temperature. The testing methodology complied with the requirements of GOST 25.506-85. For all samples, clearly expressed type IV failure diagrams were obtained (according to GOST 25.506-85). Taking into account their (destruction) viscous nature, the J -integral criterion was used as a characteristic of the static crack resistance of the material. By means of special processing of diagrams with the allocation of the plastic component of the destruction energy, the J -integral values were determined for each sample. The final analysis of the test results is performed in graphical format in accordance with the requirements of the standard. Based on the obtained data, J -integral dependencies on the length of the grown static crack were found for each batch of metal studied. Taking into account the significant spread of experimental points for each modification of the metal, it is proposed to generalize the obtained dependencies and consider their generalized version as an estimated characteristic of the critical J -integral of the metal (steel WB36) of welded products, which corresponds in quantitative terms to a range of values of approximately 0.4–0.6 MJ/m². The characteristics of the critical stress intensity factors (SIF) calculated from these values were approximately 300 to 370 MPa m^{0.5}. A calculation of the load-bearing capacity of a drum with a surface crack in the longitudinal weld zone carried out using the research results showed that the maximum permissible depth for extended cracks should not exceed approximately one third of the shell wall thickness.

Keywords: steel 15NiCuMoNb5 (WB36), welded joint, boiler drum, static crack resistance, testing, loading diagram, J -integral, stress intensity factor