

УДК 629.5.015.4:539.431

Л.И. Коростылёв, Д.Ю. Литвиненко

**ОЦЕНКА УСТАЛОСТНОЙ ПРОЧНОСТИ СУДОКОРПУСНЫХ УЗЛОВ  
ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНО-ТЕОРЕТИЧЕСКИМ МЕТОДОМ  
С УЧЕТОМ НЕРЕГУЛЯРНОСТИ НАГРУЖЕНИЯ**

*На основании анализа известных подходов к оценке усталостной прочности судокорпусных узлов при случайном нагружении установлено, что при использовании экспериментально-теоретического метода наиболее подходящей является гипотеза Пальмгрена-Майнера. Разработаны модифицированные зависимости экспериментально-теоретического метода для построения кривой усталости, позволяющие принять в расчет влияние эффектов нерегулярности нагружения на величину усталостного повреждения. Выполнен сравнительный анализ результатов оценки усталостного повреждения узла корпуса судна модифицированным экспериментально-теоретическим методом и основными практическими методами расчета усталостной прочности.*

**Ключевые слова:** сварной узел, усталостное повреждение, предел выносливости, нерегулярное нагружение, кривая усталости, гипотеза Пальмгрена-Майнера

*На підставі аналізу відомих підходів до оцінки втомної міцності суднокорпусних вузлів при випадковому навантаженні встановлено, що при використанні експериментально-теоретичного методу найбільш придатною є гіпотеза Пальмгрена-Майнера. Розроблені модифіковані залежності експериментально-теоретичного методу для побудови кривої втоми, що дозволяють прийняти в розрахунок вплив ефектів нерегулярності навантаження на величину втомного пошкодження. Виконаний порівняльний аналіз результатів оцінки втомного пошкодження вузла корпусу судна модифікованим експериментально-теоретичним методом і основними практичними методами розрахунку втомної міцності.*

**Ключові слова:** зварний вузол, втомне пошкодження, границя витривалості, нерегулярне навантаження, крива втоми, гіпотеза Пальмгрена-Майнера

*Based on the analysis of the well-known approaches to fatigue assessment of ship assemblies under random loading conditions it has been established that the Palmgren-Miner hypothesis is the most appropriate for use with the experimental and theoretic method. To account for effects of irregular loading on the value of the fatigue damage modified dependencies of the experimental and theoretic method for drawing the fatigue curve were developed. Comparative analysis of fatigue damage assessment results of the ship hull*

*structural assembly by using of the modified experimental and theoretic method and by using of main practical fatigue assessment approaches was carried out.*

**Keywords:** *welded assembly, fatigue damage, fatigue limit, irregular loading, fatigue curve, Palmgren-Miner hypothesis*

**Введение.** Корпус судна на протяжении срока эксплуатации подвергается стохастическому нагружению преимущественно волнового и вибрационного характера. Наиболее корректным и надежным способом оценки усталостной прочности конструкций, подвергающихся такому типу нагрузки является, согласно работе [1], циклические испытания при моделировании реального случайного нагружения. Такие испытания являются ресурсозатратными и требуют специального оборудования. Большинство лабораторных исследований циклической прочности проводятся при регулярном нагружении постоянной амплитуды и к настоящему времени накоплен существенный объем результатов таких испытаний. Таким образом, для инженерных расчетов необходимо обладать зависимостями, позволяющими производить оценку циклической прочности конструктивных узлов корпуса судна при случайной нагрузке на базе характеристик усталостной прочности конструкций, полученных в результате испытаний при регулярном нагружении.

Наиболее распространенной зависимостью, позволяющей решать указанную задачу является базирующаяся на энергетических принципах гипотеза линейного суммирования усталостных повреждений Пальмгрена-Майнера

$$D = \sum_{i=1}^q \frac{n_i}{N_i} = 1, \quad (1)$$

где  $D$  – мера усталостного повреждения;

$q$  – количество ступеней (уровней) нагрузки;

$n_i$  – наработанное число циклов внешнего нагружения на его  $i$ -ой ступени при амплитуде  $(\sigma_a)_i$ ;

$N_i$  – число циклов до разрушения (или зарождения трещины усталости) при регулярном нагружении исследуемого узла амплитудой  $(\sigma_a)_i$ .

Циклы с максимальным напряжением меньше предела выносливости конструкции  $\sigma_R$ , согласно работ [1; 2], в расчет не принимаются.

В случае, если известен непрерывный закон долговременного распределения внешнего нагружения, расчет согласно линейной гипотезе суммирования усталостных повреждений производится по формуле

$$D = N^* \int_{(\Delta\sigma_n)_{\min}}^{(\Delta\sigma_n)_{\max}} \frac{p(\Delta\sigma_n)}{N(\Delta\sigma_n)} d(\Delta\sigma_n) = 1, \quad (2)$$

где  $\Delta\sigma_n$ ,  $p(\Delta\sigma_n)$  – размах цикла номинальных напряжений и плотность вероятности его распределения;

$N(\Delta\sigma_n)$  – зависимость числа циклов до усталостного разрушения (или до появления трещины усталости) от величины  $\Delta\sigma_n$ ;

$(\Delta\sigma_n)_{min}$ ,  $(\Delta\sigma_n)_{max}$  – минимальный и максимальный размахи номинальных напряжений в диапазоне нагружения исследуемого объекта;

$N^*$  – число циклов нагружения за срок эксплуатации.

Зависимости (1), (2) является линейными, хотя в действительности накопление усталостного повреждения происходит нелинейным образом. Гипотеза Пальмгрена-Майнера не учитывает ряд факторов, таких как изменение циклической прочности материала по мере накопления повреждения, повреждающий эффект циклов с максимальным напряжением ниже предела выносливости, а также эффект последовательности ступеней нагружения с различной амплитудой ( $\sigma_a$ )<sub>i</sub>. Анализ перечисленных эффектов можно найти в работах [1; 3]. В последних также представлены результаты экспериментального исследования формул (1), (2). Наиболее просто данные зависимости проверяются по результатам усталостных испытаний при двухступенчатом нагружении с однократной сменой напряжений. Блочное многоступенчатое нагружение является наиболее простой моделью нерегулярного эксплуатационного нагружения конструкций. Для судокорпусных конструкций в основном характерны нагрузки с непрерывным распределением случайных размахов (амплитуд).

В работе [4] показано, что в рекомендациях по расчету усталостной прочности судокорпусных конструкций большинства классификационных обществ используется гипотеза Пальмгрена-Майнера и модифицированные для учета нерегулярности нагружения кривые усталости. Также в большинстве рекомендаций принято, что сумма (1) или (2) равна единице.

Линейная гипотеза суммирования усталостных повреждений Пальмгрена-Майнера, не смотря на все ее недостатки и на то, что к настоящему времени разработано ряд гипотез нелинейного суммирования усталостных повреждений, является, согласно работе [4], основным средством оценки циклической прочности конструкций корпуса судна в условиях случайного нагружения. Гипотезу Пальмгрена-Майнера в базовой форме также можно считать наиболее исследованной экспериментально в сравнении с другими. Ряд модификаций линейной гипотезы, а также гипотезы нелинейного накопления усталостного повреждения, рассмотрены в работах [2; 3; 5]. Наиболее простой, согласно работе [1], модификацией, позволяющей принять в расчет эффект циклов нагружения с максимальным напряжением ниже предела выносливости, является продление кривой усталости для исследуемого объекта ниже предела выносливости до пересечения с осью абсцисс. Аналогичный прием предполагает гипотеза, кратко описанная в исследовании [2].

Другая модификация гипотезы Пальмгрена-Майнера, Серенсена-Когаева, предполагает, что критический уровень меры усталостного повреждения  $D_{крит}$  в зависимости (1) отличается от 1 и зависит от формы блока внешнего нагружения, а также от величины максимальной нагруз-

ки. Как указывается в публикации [6], гипотеза Пальмгрена-Майнера в оригинальной форме позволяет получить результаты, отличающиеся от экспериментальных в сторону завышения усталостной прочности, т. е. в опасную сторону. Модификация Серенсена-Когаева этой гипотезы предполагает, что критический уровень усталостного повреждения равен 1 в случае регулярного нагружения, и меньше 1 для случаев нерегулярного. Критический уровень величины  $D$  предлагается определять расчетным путем, в зависимости от параметров внешнего нагружения. Таким образом, результаты, полученные с помощью данной модификации должны лучше согласовываться с экспериментальными оценками долговечности, что, однако, не подтверждалось в случае испытаний, проведенных в работе [6] для образцов из стали С45 (предел текучести  $\sigma_T = 458$  МПа; предел прочности  $\sigma_B = 682$  МПа).

Широко используемая на практике модификация гипотезы Пальмгрена-Майнера, предложенная Хайбахом, кратко описана в работах [1], [5]. Данная модификация применялась для получения кривых усталости, представленных в работе [7], которые рекомендуются для расчета циклической прочности судокорпусных конструкций Норвежским Веритасом (DNV), Международной ассоциацией классификационных обществ (IACS) и др. Модификация Хайбаха предполагает продление кривой усталости ниже предела выносливости. Наклон добавляемого участка связан с наклоном участка кривой усталости, расположенным выше предела выносливости. Предполагается, что такой прием позволяет принять в расчет усталостного повреждения  $D$  эффект циклов нагружения с максимальным напряжением  $\sigma_{max}$  ниже предела выносливости  $\sigma_R$ . Модификация Хайбаха предназначена для расчета величины  $D$  в условиях нагружения со значительным числом циклов с  $\sigma_{max} < \sigma_R$ .

Для расчета на усталость конструктивных узлов корпуса судна в Национальном университете кораблестроения имени адмирала Макарова был разработан экспериментально-теоретический метод, основные положения и расчетные зависимости которого представлены в работах [7-11]. Базовые зависимости данного метода, описанные в указанных публикациях, позволяют производить оценку циклической прочности судокорпусных узлов, подверженных действию нагружения постоянной амплитуды определенного уровня. Однако, как было указано ранее, корпус судна и его конструктивные узлы на протяжении срока эксплуатации подвергаются стохастическому нагружению.

Для расчета судокорпусных узлов, испытывающих случайные нагрузки, с помощью экспериментально-теоретического метода и линейной гипотезы в форме (1) или (2) необходимо модифицировать базовые зависимости метода или назначить величину  $D_{крит}$  на соответствующем уровне меньше 1. Такое модифицирование необходимо для приближенного учета эффектов нерегулярности нагружения. Наилучшим критерием его обоснованности является близость результатов, рассчитанных с применением модифицированных зависимостей, к результатам, полученным

с помощью циклических испытаний при моделировании реального случайного нагружения. Однако, ввиду сложности последних, в качестве критерия обоснованности может быть принята близость результатов расчета усталостного повреждения судокорпусных узлов при заданном случайном нагружении, полученных с использованием модифицированных зависимостей исследуемого метода и гипотезы Пальмгрена-Майнера, к результатам оценки величины  $D$  распространенными в расчетной практике методами, рекомендуемыми международными организациями и классификационными обществами. Данные методы, однако, обладают рядом недостатков, которые проанализированы в работе [7].

**Цель работы** – разработать схему расчета усталостного повреждения судокорпусных узлов, подвергающихся действию стохастического нагружения, на базе экспериментально-теоретического метода и линейной гипотезы суммирования усталостного повреждения, учитывающую эффекты нерегулярности.

**Изложение основного материала.** В реальности, как указывается в работах [1; 3; 5], накопление усталостного повреждения в конструкциях и материалах происходит нелинейным образом. Одной из причин данного факта является снижение характеристик циклической прочности материала вместе с отработанным числом циклов нагружения. В работах [12-13] представлено ряд гипотетических критериев, описывающих динамику снижения предела выносливости материалов. Другим фактором, влияющим на сумму (1) является эффект последовательности ступеней нагружения с различной амплитудой  $(\sigma_a)_i$ , который подробно рассмотрен в работах [1], [3]. Данный фактор следует принимать в расчет при небольшом числе ступеней нагружения в блоке, в случае же перемешанных ступеней нагружения (характерных для нагружения волновой природы), зависимость (1) в среднем стремится к единице, как указано в работе [3].

Повреждающий эффект циклов нагружения с максимальным напряжением меньше предела выносливости возникает вследствие того, что микродефекты, зарождающиеся, но не развивающиеся при циклах нагружения с максимальным напряжением  $\sigma_{max} < \sigma_R$ , развиваются в исследуемом объекте при циклах нагружения с максимальным напряжением выше  $\sigma_R$ . В исследовании [14] экспериментально показано для стали марки Fe 690 (условный предел текучести  $\sigma_{0,2} = 810$  МПа;  $\sigma_b = 870$  МПа) и алюминиевого деформируемого сплава AlMg4.5Mn ( $\sigma_{0,2} = 300$  МПа;  $\sigma_b = 360$  МПа), что в оценках усталостной прочности можно ограничиться некоторой нижней границей повреждающих напряжений. Данную границу можно устанавливать в долях от максимальной нагрузки из диапазона внешних нагрузок или в долях от предела выносливости материала (образца без концентратора напряжений) или образца с концентратором. Последний способ определения нижней повреждающей границы является наиболее используемым на практике. Таким образом, данную границу можно определять произведением коэффициента нижней границы повреждающих напряжений  $\zeta$  ( $\zeta < 1$ ) на предел выносливости рассматри-

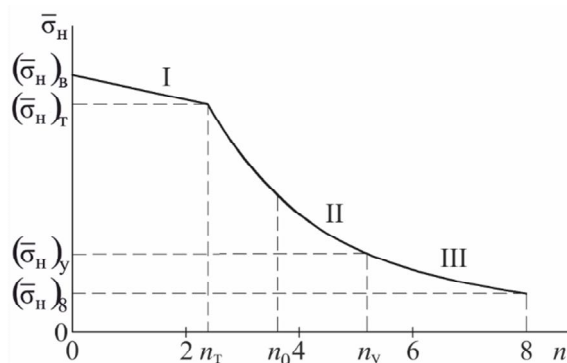
ваемого объекта при симметричном цикле  $\zeta \cdot \sigma_{-1к}$ . Для учета влияния средних напряжений цикла, согласно работе [14], следует пользоваться соответствующими приближенными зависимостями (например, в упомянутой работе рекомендовалась формула Смита-Уотсона-Топпера). В указанной работе в результате экспериментального анализа была рекомендована величина  $\zeta$  на уровне 0,5. В работах [12; 13] величина  $\zeta$  определялась расчетным и экспериментальным способом, полученные значения находились в диапазоне 0,6-0,75. В работе [15] для расчетов усталостной прочности судокорпусных конструкций также рекомендуется принимать коэффициент нижней границы повреждающих напряжений на уровне 0,5. Но, вообще, величина  $\zeta$  зависит от интенсивности нагружения.

Таким образом, при экспериментальном и расчетном исследовании усталостной прочности судокорпусных конструкций, подвергающихся стохастическому нагружению, в расчет следует принимать циклы нагружения с максимальным напряжением на уровне 1/2 предела выносливости конструкции при симметричном нагружении и выше. Для учета влияния средних напряжений цикла следует пользоваться приближенными зависимостями (например, Смита-Уотсона-Топпера).

Следует также уточнить, что согласно экспериментальным данным, полученным в работе [14], усталостная долговечность (до появления трещины) для случаев «усеченных» по границу  $0,5 \cdot \sigma_{-1к}$  случайных последовательностей нагрузок превышала усталостную долговечность, полученную при оригинальных последовательностях, на 10-30 % и на 20-55 % в зависимости от применявшегося стандартного случайного нагружения.

**Базовый вариант экспериментально-теоретического метода расчета усталостной прочности судокорпусных конструкций.** Исходным объектом в экспериментально-теоретическом методе расчета усталостной прочности судокорпусных конструкций, основные положения которого представлены в работах [7-11], является не узел в целом, а присутствующие в нем отдельные очаги концентрации напряжений, наиболее слабым из которых определяется усталостная прочность узла и, соответственно, всей конструкции. Кривая усталости, построенная согласно данному методу, представлена на рисунке 1 и состоит из трех участков. Она строится на базе критериальных зависимостей усталости материала Ленджера и Хейвуда с использованием экспериментальных данных испытаний на усталость натуральных или полунатурных моделей при высоком уровне номинальных напряжений. Указанная кривая усталости отображается в полулогарифмической системе координат:  $n = \lg N$  и  $\bar{\sigma}_n = \Delta\sigma_n / \Delta\sigma_{n_0}$ . При этом «привязка» к результатам циклических испытаний типового очага концентрации напряжений происходит на участке II в точке с координатой  $n_0$ . Индекс «0» при  $\Delta\sigma_{n_0}$  и  $n_0$  означает, что указанные величины относятся к экспериментальным данным:  $\Delta\sigma_{n_0}$  – размах цикла номинальных напряжений, который имел место в модели конструктивного узла, при испытании на усталость которой было установлено число цикло  $N_0$  до появления трещины длиной 1-2 мм.

Участок I кривой строится посредством соединения прямой линией в полулогарифмической системе координат двух точек. Первая – граничная левая точка участка II, которая характеризует циклическую прочность узла при максимальных номинальных напряжениях цикла равных пределу текучести материала  $\sigma_T$ . Вторая точка соответствует достижению максимальных номинальных напряжений цикла предела прочности  $\sigma_B$  при  $n = 0$ . Для построения участка II кривой используется деформационный критерий усталости материала, предложенный Ленджером, для участка III – силовой критерий Хейвуда.



*Рис. 1. Кривая усталости  
согласно экспериментально-теоретическому методу*

Расчетные зависимости для каждого участка имеют следующий вид:

– для участка I

$$\bar{\sigma}_n = \left(1 - \frac{n}{B}\right) (\bar{\sigma}_n)_B, \quad (3)$$

граничные точки:  $((\bar{\sigma}_n)_B, 0)$  и  $((\bar{\sigma}_n)_T, n_T)$ ;

– для участка II

$$\bar{\sigma}_n = \left\{ 1 + \frac{(\bar{\psi} / N^{0.5})}{\varphi [1 + (\bar{\psi} / N_0^{0.5})]} \right\}^{1/s} \quad (4)$$

граничные точки:  $((\bar{\sigma}_n)_T, n_T)$  и  $((\bar{\sigma}_n)_y, n_y)$ ;

– для участка III

$$\bar{\sigma}_n = \bar{\sigma}_B \left[ \frac{2(1 + \beta n^4)}{1 + \alpha n^4} - \delta(n - n_y) \right] \quad (5)$$

граничные точки:  $((\bar{\sigma}_n)_y, n_y)$  и  $((\bar{\sigma}_n)_8, 8)$ .

Участок II кривой усталости строится на основе предположения о том, что в случае достижения максимальных напряжений в концентраторе величины предела текучести при упругих номинальных напряжениях цикла, размах упругопластической деформации в очаге концентрации будет изменяться по следующей зависимости:

$$\Delta \varepsilon = \Delta \varepsilon_0 \varphi \left( \frac{\Delta \sigma_n}{\Delta \sigma_{n0}} \right)^s \quad (6)$$

где  $\Delta \varepsilon_0$  – величина размаха полной деформации, которая действовала в очаге концентрации модели узла при ее циклических испытаниях;

$\varphi$  – функция, учитывающая отличия геометрических и механических характеристик исследуемого узла и испытанной на усталость модели.

Функция  $\varphi$  определяется следующим образом:

$$\varphi = \frac{K_t^{2/(1+m)} \sigma_{t0}^{(1-m_0)/(1+m_0)}}{K_{t0}^{2/(1+m_0)} \sigma_t^{(1-m)/(1+m)}} \quad (7)$$

здесь  $K_t$ ,  $K_{t0}$  – теоретические коэффициенты концентрации напряжений для исследуемого судокорпусного узла и испытанной модели;

$m$ ,  $m_0$  – показатели степени для степенной аппроксимации диаграммы деформирования материала конструкции и модели;

$\sigma_t$ ,  $\sigma_{t0}$  – пределы текучести материала исследуемого узла и модели, соответственно.

Участок III кривой усталости характеризует циклическую прочность узла при упругом деформировании в очаге концентрации. Точка  $((\bar{\sigma}_n)_y, n_y)$  соответствует началу данного участка. Величина размаха напряжений  $(\bar{\sigma}_n)_8$  в относительных координатах соответствует появлению трещины в конструктивном узле при  $10^8$  циклов.

Пояснения к остальным обозначениям в выражениях (3)-(5) можно найти, например, в источнике [11]. Представленные расчетные формулы экспериментально-теоретического метода предназначены для расчета на усталость конструктивных узлов, подверженных нагружению с постоянными размахом и средним напряжением цикла.

**Модифицирование экспериментально-теоретического метода для расчетов циклической прочности при нерегулярном нагружении.** Учитывая, что расчет усталостного повреждения конструкции  $D$  согласно гипотезе линейного суммирования в ее базовой форме не учитывает влияние эффектов нерегулярности нагружения, его результаты будут, очевидно, отличаться от экспериментальных. Наиболее простым способом устранения такого отличия можно считать выбор критического уровня меры усталостного повреждения  $D_{\text{крит}}$  на уровне меньше 1. Величина  $D_{\text{крит}}$  может быть рассчитана с помощью зависимости, предложенной



Серенсеном С.В. Верификация данной зависимости путем сравнения результатов, полученных с ее помощью, с данными экспериментов, выполненных для образцов из стали С45, была произведена в работе [6]. В этой работе показано, что результаты, рассчитанные согласно указанной формуле плохо согласуются с результатами экспериментов. Особенно данное расхождение проявлялось в случае характерных для эксплуатационных параметров внешнего нагружения. В некоторых рекомендациях для расчета усталостной прочности конструкций, согласно [6], предлагается устанавливать величину  $D_{\text{крит}}$  на уровне 0,5.

Основной вклад в повреждение судокорпусных конструкций вносят нагрузки невысокого уровня. Таким образом, при расчете усталостного повреждения согласно формулам (1), (2) особое внимание должно быть уделено многоцикловой области. В таком случае удобнее всего модифицировать кривые усталости, затрагивая лишь область высоких долговечностей, аналогично модификации Хайбаха [1].

Способы учета циклов нагружения с максимальными напряжениями ниже предела выносливости  $\sigma_{\text{max}} < \sigma_R$  посредством продления кривой усталости ниже предела выносливости  $\sigma_R$  рассматривались в работах [1; 2; 12]. Данный способ применялся для кривых усталости, состоящих из одной наклонной ветви в логарифмических координатах в диапазоне  $10^4$ - $N_R$  циклов (здесь  $N_R$  – число циклов нагружения, соответствующее пределу выносливости). Кривая усталости экспериментально-теоретического метода, показанная на рисунке 1, состоит из трех участков. Каждый участок соответствует своему механизму усталостного разрушения. Границы участков зависят от геометрических, механических и технологических характеристик конструкции. Таким образом, учитывая отличия кривой усталости экспериментально-теоретического метода от типовых кривых усталости с одной наклонной ветвью, данный способ не рассматривался.

В основе зависимостей экспериментально-теоретического метода на малоцикловом участке II кривой усталости (4) лежит критериальная зависимость усталости материала Ленджера, которая устанавливает связь между размахом полной деформации  $\Delta\varepsilon$  и числом циклов до появления трещины усталости  $N$ . Данный критерий является упрощенным вариантом формулы Коэффина-Мэнсона. Последняя имеет следующий вид:

$$\Delta\varepsilon = CN^{-\alpha} + BN^{-\beta}, \quad (8)$$

где  $C$ ,  $B$ ,  $\alpha$ ,  $\beta$  – величины, определяемые по результатам циклических испытаний гладких образцов или приближенными оценками.

Критерий (8) и его упрощенные варианты используются при расчете на циклическую прочность конструкций деформационным методом. Основные положения последнего описаны в работах [7; 15-17]. Причем, в публикациях [16-17] для расчетов сварных конструкций подверженных нерегулярному нагружению используется модифицированные для учета

эффектов нерегулярности деформационные критерии усталости материала. Суть данных модификаций поясняется в исследовании [17] и состоит в том, чтобы путем умножения слагаемого  $BN^{\beta}$  (соответствующего упругой составляющей размаха полной деформации  $\Delta\varepsilon$ ) в правой части формулы (8) на коэффициент  $\zeta$ , получить при числе циклов до появления трещины усталости  $N$ , соответствующем пределу выносливости материала, размах упругих деформаций, соответствующий нижней границе повреждающих напряжений материала  $2 \cdot \zeta \cdot \sigma_{-1}/E$  (здесь  $E$  – модуль упругости материала). Причем, в публикации [17] было принято, что  $\zeta = 0,55$ . Введением такой поправки добиваются снижения кривой усталости материала в координатах  $\Delta\varepsilon-N$ . Таким образом, очевидно, предполагается принимать в расчет описанный ранее повреждающий эффект циклов нагружения с максимальным напряжением меньше предела выносливости, а также эффект снижения циклических характеристик материала по мере накопления усталостного повреждения.

Поправка, как указывалось, вводится для компонента  $BN^{\beta}$ , соответствующего упругой составляющей размаха полной деформации. Причем, данный компонент имеет превалирующее влияние на величину размаха полной деформации в многоциклового области. Это обосновано, согласно работе [17], тем, что основной вклад в усталостное повреждение конструкции вносят эксплуатационные нагрузки «умеренного уровня интенсивности». Модификация Хайбаха аналогично вводится в многоциклового области для учета влияния на повреждение  $D$  нагрузок такого же уровня. Критическое значение усталостного повреждения  $D_{\text{крит}}$ , соответствующее зарождению трещины, принимают равным единице.

Описанный прием можно считать «обратным» для случая, когда корректируется величина  $D_{\text{крит}}$ . Как указывается в работе [6], в расчетной методике FITNET заложено предположение, что  $D_{\text{крит}} = 0,5$ . Такое предположение согласуется с представленным выше способом модификации кривой усталости при  $\zeta = 0,5$ .

Упрощенный вариант деформационного критерия (8), в котором слагаемое  $BN^{\beta}$  в правой части формулы заменялось на  $2 \cdot \sigma_{-1}/E$ , применялся для оценки усталостной прочности судокорпусных конструкций в исследовании [16]. Такой упрощенный деформационный критерий усталости материала, учитывающий нерегулярность нагружения, представлен ниже

$$\Delta\varepsilon = CN^{-\alpha} + \frac{2\zeta\sigma_{-1}}{E} \frac{K_t}{K_e}, \quad (9)$$

где  $\sigma_{-1}$  – предел выносливости материала при симметричном цикле нагружения;

$K_t$ ,  $K_e$  – теоретический и эффективный коэффициенты концентрации напряжений.

Деформационный критерий усталости материала Ленджера в его базовой форме соответствует зависимости (9) без поправок  $K_t/K_e$  и  $\zeta$ . Член  $K_t/K_e$  в (9) предназначен для учета эффекта микропластического дефор-

мирования в очаге концентрации напряжений. В критерии Ленджера предполагается, что  $C = 1/4 \cdot \ln(1/(1-\psi_k))$  и  $\alpha = 0,5$ .

На основании изложенного, можно предложить следующие варианты модифицирования кривых усталости экспериментально-теоретического метода.

1. Замена критерия Ленджера, на базе которого строятся зависимости малоциклового участка II кривой усталости, показанной на рисунке 1, его модифицированным вариантом (9), без учета поправки  $K_t/K_e$ . Последняя опускается, так как предполагается, что в рассматриваемом методе эффект микропластического деформирования в очаге концентрации принимается в расчет косвенно, посредством привязки к экспериментальным данным. Введение коэффициента  $\zeta$  в расчетные зависимости метода на участке II кривой усталости также будет оказывать влияние и на координаты точки начала упругого деформирования  $((\bar{\sigma}_n)_y, n_y)$ , и, таким образом, на многоциклового участка III.

2. Вторым вариантом модифицирования состоит во введении поправки на нерегулярность нагружения лишь на многоциклового участке III кривой усталости. Корректированные таким образом кривые могут предназначаться для расчета конструкций, испытывающих нагрузки в основном невысокой интенсивности. Модифицирование предполагает плавное понижение кривой усталости на участке III, в сравнении с базовой, таким образом, чтобы при числе циклов  $10^7$  относительный размах напряжений согласно модифицированной кривой  $(\bar{\sigma}_n')_7$  определялся в долях от  $(\bar{\sigma}_n)_7$  для базовой, произведением  $\zeta \cdot (\bar{\sigma}_n)_7$ . Для учета асимметрии цикла нагружения предполагается использовать формулу Гудмана, описанную в работе [15]. Плавность понижения кривой на участке III обеспечивается при предположении линейного изменения коэффициента нижней границы повреждающих напряжений  $\zeta$  между точками  $((\bar{\sigma}_n')_y, n_y')$  и  $((\bar{\sigma}_n')_8, 8)$  кривой усталости. Точка  $((\bar{\sigma}_n')_y, n_y')$  модифицированной кривой и участки I и II должны соответствовать таковым для базовой кривой усталости. Таким образом, величина коэффициента нижней границы повреждающих напряжений  $\zeta = 1$  для точки  $((\bar{\sigma}_n')_y, n_y')$ , тогда как для точки  $((\bar{\sigma}_n')_7, 7)$  величина  $\zeta < 1$ .

3. Совместное введение поправок на малоциклового участке II согласно варианту 1 и на участке III согласно варианту 2.

4. Линейное смещение кривой усталости экспериментально-теоретического метода таким образом, чтобы относительный размах напряжений  $(\bar{\sigma}_n')_7$ , рассчитанный согласно такой модифицированной кривой и соответствующий появлению трещины при  $10^7$  циклов, определялся в долях от  $(\bar{\sigma}_n)_7$  для базовой кривой, произведением  $\zeta \cdot (\bar{\sigma}_n)_7$ . Таким образом, смещение кривой усталости предполагается производить на величину  $(1-\zeta) \cdot (\bar{\sigma}_n)_7$ , где  $(\bar{\sigma}_n)_7$  можно приближенно оценить с использованием величины теоретического коэффициента концентрации напряжений  $K_t$ .

Представленные выше варианты модифицирования кривых усталости экспериментально-теоретического метода для учета нерегулярности нагружения аналогичны корректировке деформационного метода оценки усталостной прочности в работах [16-17].

**Сравнительный анализ усталостных повреждений типового судокорпусного узла.** Для выбора наиболее корректного варианта модификации кривых усталости в экспериментально-теоретическом методе из предложенных, был выполнен сравнительный анализ результатов расчета усталостного повреждения согласно различным модификациям, описанным ранее. Указанные результаты сравнивались с результатами расчетов согласно методам, рекомендуемым Международным институтом сварки (IIW), Норвежским Веритасом (DNV) и другими международными организациями, описанными в [7].

В качестве объекта исследования был выбран узел пересечения поясков равновысоких балок, схема которого представлена на рисунке 2, а. Рассматриваемый судокорпусный узел испытывался циклически в лаборатории кафедры строительной механики и конструкции корпуса корабля Национального университета кораблестроения имени адмирала Макарова. На рисунке 2, б представлена фотография образца с трещиной усталости, которая появилась при лабораторных испытаниях на усталость.

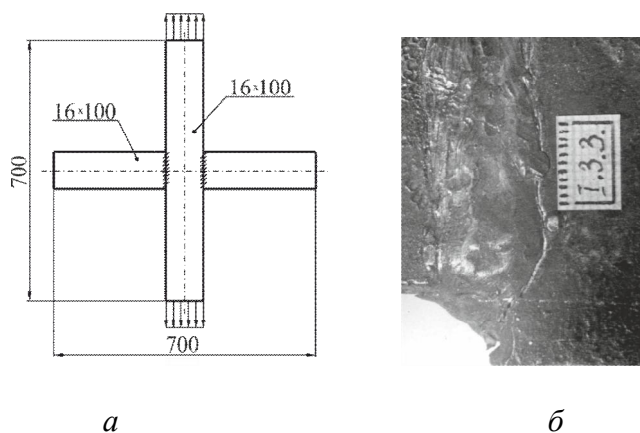


Рис. 2. Узел пересечения поясков равновысоких балок:  
а – схема узла; б – трещина усталости в испытанном образце

Образцы изготавливались в цеховых условиях и сваривались ручной сваркой, материал – сталь D40 ( $\sigma_T = 410$  МПа;  $\sigma_B = 620$  МПа). Испытания проводились при близком к отнулевому внешнем нагружении. Величина размаха упругих номинальных напряжений при циклических испытаниях моделей подбиралась так, чтобы максимальные напряжения цикла  $\sigma_{max}$  в концентраторе достигали значения предела текучести материала  $\sigma_T$ .

Теоретический коэффициент концентрации напряжений  $K_t$  для узла определялся по методике, представленной в работе [18]. Радиус  $r$  и угол наклона профиля сварного шва  $\theta$  в месте перехода от основного металла к наплавленному являются одними из основных факторов, определяющих величину  $K_t$ . Данные параметры подбирались по их обобщенным распределениям, представленным в работе [19], соответственно вероятности разрушения объекта, для которой строится кривая усталости (здесь имеется ввиду, что количество циклов до разрушения конструкции  $N$ , полученное в результате опыта при определенных параметрах нагружения – случайная величина, поэтому кривые усталости строятся по результатам статистической обработки для различной вероятности разрушения). Для кривой усталости с вероятностью разрушения конструкции  $P_f = 50\%$  величина  $K_t = 4,02$ . При  $P_f = 2,3\%$  теоретический коэффициент концентрации напряжений в узле составлял  $K_t = 6,20$ . Причем в последнем случае  $K_t$  определялся для обеспеченности  $p$  равной  $92\%$ , т. к. значение радиуса  $r$  не может быть меньше величины радиуса структурного элемента, т. е. радиуса такого минимального объема сферической формы, в котором еще может возникнуть усталостное повреждение в данном материале. Точки «привязки» к экспериментальным данным были получены по результатам статистической обработки данных испытаний моделей. Для вероятности  $P_f = 50\%$  точка привязки была следующей:  $\Delta\sigma_{н0} = 309,7$  МПа;  $N_0 = 5012$ . Для  $P_f = 2,3\%$ :  $\Delta\sigma_{н0} = 287,9$  МПа;  $N_0 = 5012$ .

Долговременное распределение размахов номинальных напряжений аппроксимировалось двухпараметрическим законом Вейбулла. Согласно последнему плотность распределения размахов напряжений выражается следующей формулой:

$$p(\Delta\sigma_n) = k(\Delta\sigma_n^{k-1} / a_\sigma^k) \exp\left(-(\Delta\sigma_n / a_\sigma)^k\right), \quad (10)$$

где  $k$  – параметр формы;

$a_\sigma$  – параметр масштаба распределения. На основании представленных в работе [20] данных при выполнении расчета принято:  $k = 0,927$ ;  $a_\sigma = 18,547$  МПа; общее число циклов нагружения  $N^* = 8,89 \cdot 10^7$ .

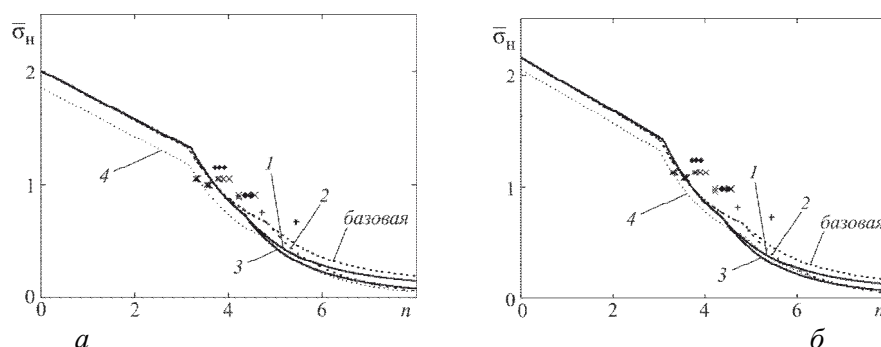
Результаты расчета усталостного повреждения узла пересечения поясков равновысоких балок согласно различных вариантов модифицирования кривых усталости экспериментально-теоретического метода, перечисленных ранее, а также согласно базовым зависимостям метода, представлены в таблице 1. Нумерация вариантов модификации кривых усталости, указанная в таблице соответствует нумерации представленного ранее перечня. Расчет с помощью экспериментально-теоретического метода производился предполагая отнулевой цикл внешнего нагружения, такая же асимметрия цикла предполагается для кривых усталости основных практических методов, рассмотренных в [7], рекомендуемых международными организациями и классификационными обществами.

Таблиця 1

*Результаты оценки усталостного повреждения узла пересечения поясков равновысоких балок с помощью модифицированного согласно различным вариантам экспериментально-теоретического метода*

Вариант модифицирования	Участки, где учитывалась нерегулярность	Задаваемый коэффициент нижней границы повреждающих напряжений $\zeta$	$(\bar{\sigma}_n)_7/(\bar{\sigma}_n)_7$	$(\bar{\sigma}_n)_8$ , МПа	$D$
Вероятность разрушения конструкции 50 %					
Базовая кривая	–	–	–	59,66	2,17
1	II	0,55	0,79	47,15	6,13
2	III	–	0,52	18,10	7,89
3	II и III	0,55	0,54	26,08	12,81
4	I, II, III	0,6	0,42	14,77	16,19
Вероятность разрушения конструкции 2,3 %					
Базовая кривая	–	–	–	47,05	3,94
1	II	0,55	0,78	36,44	10,80
2	III	–	0,52	14,20	11,89
3	II и III	0,55	0,52	20,10	20,32
4	I, II, III	0,6	0,53	16,99	15,46

Кривые усталости узла, показанного на рисунке 2, а, построенные экспериментально-теоретическим методом для вероятности разрушения  $P_f = 50\%$  и  $P_f = 2,3\%$ , представлены на рисунке 3, а и рисунке 3, б, соответственно. Нумерация кривых на рисунках, построенных согласно различным вариантам модифицирования экспериментально-теоретического метода, соответствует нумерации вариантов модифицирования в таблице 1 и в представленном ранее перечне. На рисунке 3 символом «X» обозначены результаты циклических испытаний узла, с использованием которых определялась точка «привязки». Символом «+» обозначены результаты усталостных испытаний узла пересечения поясков равновысоких балок, которые не учитывались при нахождении точки привязки, а символом «◆» – результаты усталостных испытаний образцов после предварительной статической перегрузки (последние также не принимались в расчет для определения точек привязки).



*Рис. 3. Кривые усталости узла пересечения поясков равновысоких балок, построенные экспериментально-теоретическим методом согласно различным способам его модифицирования для учета влияния нерегулярности нагружения*

Результаты расчета усталостного повреждения  $D$  исследуемого судокорпусного узла, полученные методами, рекомендуемыми для расчета сварных конструкций IIW, DNV и другими классификационными обществами и международными организациями, представлены в таблице 2. Вероятность разрушения конструкции  $P_f$ , предполагаемая для кривых усталости основных практических методов, описанных в [7], составляет 2,3 %.

Учитывая, что для судокорпусных конструкций характерны числа циклов нагружения  $N^*$  за срок эксплуатации порядка  $10^8$ , в экспериментально-теоретическом методе строится кривая усталости, которая ограничивается данным числом циклов до появления трещины. В рекомендациях по расчету на усталость судокорпусных конструкций Норвежского Веритаса и в рекомендациях Международного института сварки 2003 г. издания также используются кривые усталости, ограниченные данным числом циклов. В рекомендациях Международного института сварки 2008 года представлены кривые усталости, ограниченные уровнем  $10^9$  циклов. В настоящей работе расчеты выполнялись с использованием рекомендаций IIW 2003 г. Для случая применения метода номинального напряжения в таблице 2 также представлены результаты использования рекомендаций 2008 г. Класс усталости FAT (т. е. предел выносливости конструктивного узла при  $10^7$  или  $5 \cdot 10^6$  циклов), который характеризует кривую усталости в методе номинального напряжения, подбираемую для исследуемого узла, также представлен в таблице.

При расчете усталостного повреждения методом напряжения в «горячей» точке использовалась кривая класса FAT100. Коэффициент концентрации конструктивных напряжений  $K_g$  (обусловленных общей геометрией узла, без учета влияния сварного шва) определялся приближенно – делением коэффициента концентрации напряжений в узле с учетом сварного шва  $K_t$  на коэффициент концентрации напряжений, обу-

словленный наличием сварного шва  $K_w$ . Последний рассчитывался по приближенным формулам согласно работе [18]. В то же время, согласно с рекомендациями IIW, DNV и др., конструктивные напряжения в сварных конструкциях следует определять экстраполяцией из специальных точек на поверхности узла. Такая методика определения данных напряжений кратко изложена в работе [7].

При использовании метода фиктивного закругления концентратора напряжений для расчета на усталость узла пересечения поясков равновысоких балок использовалась кривая усталости FAT225. Коэффициент концентрации  $K_{notch}$  рассчитывался как произведение  $K_g \cdot K_w$ . Причем,  $K_w$  оценивался по указанным ранее приближенным формулам при радиусе профиля шва в месте перехода от основного металла к наплавленному  $\rho = 1$  мм и углу наклона профиля шва в данном месте  $\theta = 30$  град.

Таблица 2

*Расчет усталостного повреждения узла пересечения поясков равновысоких балок с помощью основных практических методов, рекомендуемых классификационными обществами и международными организациями (вероятность разрушения конструкции 2,3 %)*

Метод расчета	Усталостное повреждение $D$	$(\Delta\sigma_n)_8$ , МПа
Номинального напряжения (согласно с рекомендациями IIW 2008 г., FAT50)	18,07	18,46
Номинального напряжения (согласно с рекомендациями IIW 2003 г., FAT50)	18,07	20,24
Напряжения в «горячей» точке (согласно с рекомендациями IIW 2003 г., FAT100)	19,29	19,65
Фиктивного закругления концентратора напряжений (согласно с рекомендациями IIW 2003 г., FAT225)	12,17	22,77

Как видно из таблицы 2 результаты расчета усталостного повреждения  $D$  согласно разным подходам к оценке усталостной прочности несколько разнятся между собой (хотя, расчет по методу напряжения в «горячей» точке производился отличным от практических рекомендаций способом). Данный факт согласуется с выводами работы [7].

В таблицах 1 и 2 приводятся значения размаха напряжений в абсолютных величинах  $(\Delta\sigma_n)_8$ , соответствующего появлению трещины в конструктивном узле при  $10^8$  циклов. Данные значения приводятся для сравнения положения различных кривых усталости в области высокой долговечности.



**Обсуждение основных результатов.** Как видно из результатов оценки усталостного повреждения судокорпусного узла, представленных в таблице 1 и таблице 2, наиболее близким, с завышением в безопасную сторону, к данным расчета основными практическими методами (которые описаны в рекомендациях Международного института сварки) при вероятности разрушения узла  $P_f = 2,3 \%$  является результат, полученный согласно с способом 3 модифицирования экспериментально-теоретического метода. Данный результат получен, при предположении, что величина коэффициента нижней границы повреждающих напряжений  $\zeta = 0,55$ . Отношение пределов выносливости на базе  $10^7$  циклов, рассчитанных согласно с модифицированной и базовой кривыми усталости,  $(\bar{\sigma}_n')_7/(\bar{\sigma}_n)_7$ , при этом составляло 0,54 и 0,52 для  $P_f = 50 \%$  и  $P_f = 2,3 \%$ . Таким образом, в данном случае модифицированная кривая усталости при  $10^7$  понижалась практически в 2 раза по сравнению с базовой, что согласуется со схемой корректирования деформационного критерия усталости материала (8), описанной в [17]. В данном варианте модифицирования кривой усталости экспериментально-теоретического метода предполагается вводить поправку на нерегулярность в базовые зависимости для участков II и III кривой.

На рисунке 4, а в полулогарифмических координатах представлены базовая и модифицированная согласно выбранному способу кривые усталости экспериментально-теоретического метода в сравнении с кривыми усталости других основных практических методов. Данные кривые построены для узла пересечения поясков равновысоких балок, показанного на рисунке 2, а. На рисунке 4, б представлено сравнение кривых интенсивностей накопления усталостного повреждения, построенных согласно с кривыми усталости на рисунке 4, а и использованных ранее параметров долговременного распределения размахов номинальных напряжений. Интенсивность накопления усталостного повреждения выражалась как подынтегральная функция в формуле (2). На рисунке 4, а и рисунке 4, б использованы следующие обозначения: 1 – кривая усталости и кривая интенсивности накопления усталостного повреждения согласно методу фиктивного закругления концентратора напряжений; 2 – кривая усталости и кривая интенсивности накопления усталостного повреждения, определенные экспериментально-теоретическим методом с поправками на нерегулярность на участках II и III кривой; 3 – то же, что и 1, но с применением метода напряжения в «горячей» точке; 4 – аналогично 1 и 3, однако с использованием метода номинального напряжения (кривые усталости и кривые интенсивности накопления усталостного повреждения для данного метода были получены согласно с рекомендациями IIW 2008 г. и 2003 г., так как в диапазоне до  $10^8$  циклов они практически совпадали, то на рисунке 4, а, б представлены едиными). На рисунке 4, а, б также показаны кривая усталости и кривая интенсивности накопления усталостного повреждения для случая расчета согласно с базовым вариантом экспериментально-теоретического метода.

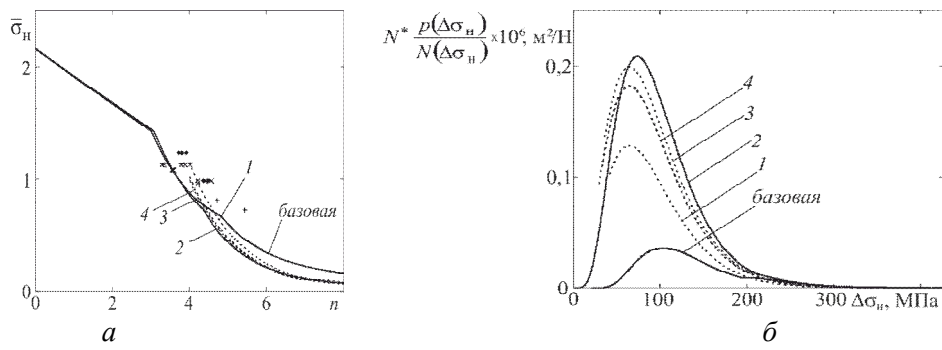


Рис. 4. Сравнение экспериментально-теоретического метода с другими основными практическими методами:

а – кривые усталости;

б – интенсивности накопления усталостного повреждения

Расчетные зависимости участка II кривой усталости для выбранного варианта модифицирования экспериментально-теоретического метода можно получить, заменив в (4) и зависимостях для определения  $n_T$ ,  $(\bar{\sigma}_n)_y$  величину  $\bar{\psi}$  скорректированной  $\bar{\psi}'$ . Последняя определяется формулой

$$\bar{\psi}' = 0,625 \frac{E}{\sigma_b} \ln \left( \frac{1}{1 - \psi_k} \right) \frac{1}{\zeta}, \quad (11)$$

где  $\psi_k$  – относительное сужение после разрыва.

Величина  $n_y'$  в рассматриваемом способе модифицирования кривой усталости определяется следующим образом:

$$n_y' = 2 \lg \left( \frac{\bar{\psi}'}{\frac{2,5}{\zeta} \cdot \frac{\sigma_T}{\sigma_b} - 1} \right), \quad (12)$$

Для построения участка III скорректированной кривой усталости вместо формулы (5) следует пользоваться зависимостью

$$\bar{\sigma}_n' = \bar{\sigma}_b \left[ \frac{2(1 + \beta n^4)}{1 + \alpha' n^4} \left( \frac{1}{n - n_y'} + \frac{\zeta - 1}{8 - n_y'} \right) - \delta' \right] (n - n_y'), \quad (13)$$

где  $\bar{\sigma}_b$  и  $\beta$  определяются так же, как и в случае базовых расчетных формул экспериментально-теоретического метода представленных, например, в работе [11]. Другие величины в (13) определяются согласно формулам:

$$\left. \begin{aligned} \alpha' &= \beta K' + \frac{K' - 1}{(n_y')^4}; \\ \delta' &= \zeta^2 \frac{r_{mn} (2\beta/\alpha')^2}{(8 - n_y') \cdot [1 + r_{mn} \cdot \zeta \cdot (2\beta/\alpha')]}; \\ K' &= \frac{2\bar{\sigma}_b}{(\bar{\sigma}_n')_y}. \end{aligned} \right\} \quad (14)$$

Величину коэффициента нижней границы повреждающих напряжений  $\zeta$  в (11)-(14), согласно полученным результатам, рекомендуется принимать на уровне 0,55.

Из рисунка 4, *a* и рисунка 4, *b* также видно близость кривой усталости и кривой интенсивности накопления усталостного повреждения экспериментально-теоретического метода к таким же кривым, построенным согласно другим основным практическим методам расчета усталостной прочности.

Кривая усталости конструктивного узла для случая нагружения постоянной амплитуды за пределом выносливости при  $10^7$  циклов, согласно с данными Международного института сварки, снижается примерно на 10 % за декаду циклов (в логарифмических координатах). Снижение модифицированной кривой усталости экспериментально-теоретического метода между  $10^7$  и  $10^8$  циклов при  $P_f = 50\%$  и  $P_f = 2,3\%$  составляло, соответственно, 37,06 % и 40,44 %. Снижение кривой усталости узла пересечения поясков равновысоких балок в методе номинального напряжения согласно рекомендациям ПВ между  $10^7$  и  $10^8$  циклов при  $P_f = 2,3\%$  составляет 36,88 %.

**Выводы.** Для расчета на усталость судокорпусных конструкций при нерегулярном нагружении экспериментально-теоретическим методом наиболее рационально использовать гипотезу линейного суммирования усталостных повреждений Пальмгрена-Майнера. При этом, для лучшей согласованности оценок усталостного повреждения согласно данной гипотезе с экспериментальными данными целесообразно использовать модифицированные с целью учета эффектов нерегулярности нагружения кривые усталости. Расчетная оценка усталостного повреждения судокорпусного узла пересечения поясков равновысоких балок, полученная с помощью модифицированной кривой усталости экспериментально-теоретического метода, сравнивалась с расчетными оценками, полученными с применением основных практических методов расчета усталостной прочности. Значение усталостного повреждения, рассчитанное экспериментально-теоретическим методом превышало (в безопасную сторону) на 12,5 % значение повреждения, рассчитанное рекомендуемым Международным институтом сварки методом номинального напряжения.

Разделение кривых усталости в экспериментально-теоретическом методе на кривые для расчета на циклическую прочность при регулярном и нерегулярном нагружении аналогично разделению кривых в рекомендациях Международного института сварки [7].

#### СПИСОК ЛІТЕРАТУРИ

1. Schijve J. *Fatigue of Structures and Materials* (2<sup>nd</sup> ed.) / J. Schijve. – Springer, 2009. – 622 p.
2. Прошковац Й., Войтишек Я. Расчет долговечности элементов машин, нагружаемых переменными

- колебательными силами // Проблемы прочности. – 1980. – № 8. – С. 21-28.
3. Труфяков В.И. Прочность сварных соединений при переменных нагрузках / Под ред. В.И. Труфякова. – К.: Наук. думка, 1990. – 256 с.
  4. ISSC. 2009. Committee Report, III.2 Fatigue and Fracture / Edited by C.D. Jang and S.Y. Hongi // Proc. of the 17th ISSC. – Seoul, 2009. – P. 475-585.
  5. Lalanne C. Mechanical Vibration and Shock Analysis – Volume 4: Fatigue Damage. (2<sup>nd</sup> ed.) / C. Lalanne. – John Wiley & Sons Publ., 2009. – 478 p.
  6. Szala G. Comments on Linear Summation Hypothesis of Fatigue Failures / G. Szala // Polish Maritime Research. – 2014. – Vol. 21. – Is. 3. – Pp. 77-85. DOI: 10.2478/pomr-2014-0033.
  7. Коростылев Л.И., Литвиненко Д.Ю. Анализ и классификация методов оценки усталостной прочности сварных тонкостенных конструкций корпуса судна // Вестник Государственного университета морского и речного флота имени адмирала С.О. Макарова. – СПб.: ГУМРФ имени адмирала С.О. Макарова. – 2016. – № 3 (37). – С. 104-118.
  8. Сулов В.П., Коростылев Л.И., Штырев Н.А. О расчетной оценке усталостной прочности конструктивных узлов судового корпуса // Строительная механика корабля: сб. науч. тр. – Николаев: НКИ. – 1987. – С. 35-42.
  9. Коростылев Л.И. Оценка усталостной прочности судовых корпусных конструкций с концентраторами напряжений // Тр. Второй междунар. конф. по судостроению (Санкт-Петербург, 24-26 ноября 1998 г.). – СПб.: ЦНИИ им. акад. А.Н. Крылова. – 1998. – С. 160-167.
  10. Коростылев Л.И. Практическая реализация экспериментально-теоретического метода расчетной оценки усталостной долговечности судовых конструкций // Зб. наук. праць УДМГУ. – Николаев: УГМГУ. – 1998. – № 3 (351). – С. 3-9.
  11. Коростылев Л.И., Клименков С.Ю. Оценка усталостной прочности сварных узлов тонкостенных конструкций в многоцикловой области // Методи розв'язування прикладних задач механіки деформівного твердого тіла: Зб. наук. праць ДНУ ім. О. Гончара. – Дніпропетровськ: Наука і освіта. – 2010. – № 11 (352). – С. 152-159.
  12. Филиппов В.Ю., Щурин К.В., Рассоха В.И. Влияние нестационарности факторов сопротивления усталости на долговечность сварных узлов транспортных средств // Вестник ОГУ. – Оренбург. – 2003. – № 2. – С. 140-144.

13. Филатов Э.Я., Павловский В.Э., Панфилов Ю.А. Накопление усталостных повреждений в связи с нижними уровнями напряжений эксплуатационных спектров // Проблемы прочностии. – 1969. – № 1. – С.35-37.
14. Heuler P., Seeger T. A criterion for omission of variable amplitude loading histories // *International Journal of Fatigue*. – 1986. – Vol. 8. – Is. 4. – P. 225-230. – DOI: 10.1016/0142-1123(86)90025-3
15. Петинов С.В. Основы инженерных расчетов усталости судовых конструкций / С.В. Петинов. – Л.: Судостроение, 1990. – 224 с.
16. Гучинский Р.В., Петинов С.В. Разработка узла конструкции судна по условию усталостной долговечности // Научно-технические ведомости Санкт-Петербургского государственного политехнического университета. – 2012. – № 159. – С. 177-186.
17. Petinov S.V. Damage identity in fatigue assessment of structures / S.V. Petinov, R.V. Guchinsky, V.G. Sidorenko // *Инженерно-строительный журнал*. – СПб., 2016. – № 1 (61). – С. 82-88.
18. Коростыльёв Л.И., Литвиненко Д.Ю. Оценка коэффициента концентрации напряжений в сварных узлах тонкостенных конструкций расчетом макро- и микроконцентрации // *Наук. вісн. ХДМА*. – 2015. – № 2 (13). – С. 174-184.
19. Коростыльёв Л.И., Литвиненко Д.Ю. Анализ микрогеометрических параметров стыковых и угловых сварных швов кон-структивных узлов // *Зб. наук. праць НУК*. – 2015. – № 2 (458). – С. 28-34.
20. Mansour F. *Assessment of Reliability of Existing Ship Structures* / F. Mansour, P. Wirsching, M. Lockett, et al. – *Ship Structure Committee: Report SSC-398*. – Washington, 1997. – 420 p.

Стаття надійшла до редакції 15.03.2017

#### Рецензенти:

доктор технічних наук, професор кафедри Будівельної механіки та конструкцій корпусу корабля й корпусу корабля національного університету кораблебудування ім. адм. Макарова **Ю.М. Коробанов**

доктор технічних наук, професор кафедри Прикладної та вищої математики Чорноморського національного університету ім. Петра Могили **Л.М. Дихта**