

котлу напряжения не достигают допустимых значений, но при полном наливе также высокие. Аналогичный рост напряжений замечен в броневом листе консольной части.

В реальных условиях между брусками и броневым листом котла имеется трение, причем коэффициент трения может меняться в широких пределах. Поэтому интерес представляет зависимость напряжений в рассматриваемых зонах от коэффициента трения f на консольных опорах (рисунок 2).

Представленные исследования показывают, что выполнять оценку НДС конструкции цистерны при моделировании «жесткой» консольной опоры нельзя, поскольку реально эксплуатационные напряжения будут находиться в диапазоне коэффициента трения от 0 до 2. С использованием представленных на рисунке 2 графиков, возможно регулирование затяжки стяжных хомутов до предела, при котором напряжения в областях крепления котла к раме будут находиться на безопасном уровне.

Помимо регулировки натяжения стяжных хомутов, в области крепления фасонных лап также возможно внесение незначительных изменений в конструкцию цистерны. На рисунке 3 представлена конструкция узла среднего крепления котла к раме с обозначением параметров, изменение которых, возможно, приведет к снижению напряжений в рассматриваемых областях.

Варьирование параметрами t_1 , t_2 , α и Δl будем осуществлять в следующих пределах:

$$7 \text{ мм} \leq t_1 \leq 12 \text{ мм},$$

$$10 \text{ мм} \leq t_2 \leq 15 \text{ мм};$$

$$0^\circ \leq \alpha \leq 45^\circ;$$

$$0 \leq \Delta l \leq 150 \text{ мм}.$$

С целью экономии времени при проведении многовариантных расчетов был применен метод подмоделей, основанный на принципе Сен-Венана и позволяющий проводить оценку НДС рассматриваемой области, не рассчитывая модель заново.

Результаты расчета показали, что при изменении параметров t_1 , t_2 , α напряжения не уменьшаются до допустимой величины, так при изменении размера t_1 напряжения снижаются на 4,5 %; при изменении t_2 – на 7 %; при изменении α – на 8 – 10 %. При установке накладки шириной $a = 25$ мм по длине фасонной лапы обнаружено снижение напряжений в зоне соединения фасонной лапы и хребтовой балки на 30 %. Интерес представляет зависимость максимальных эквивалентных напряжений в этой зоне по мере увеличения длины накладки на Δl (рисунок 4). Так при $\Delta l = 30 - 40$ мм, получены наименьшие значения напряжений в рассматриваемой области и тем самым обеспечивается их снижение на 40 %.

УДК 620.178.16:620.178.3

Богданович А.В.

КРИТЕРИЙ ПРЕДЕЛЬНОГО СОСТОЯНИЯ СИЛОВЫХ СИСТЕМ И ЕГО АНАЛИЗ

В элементах силовых систем машин при их эксплуатации, как известно [1 – 3], развиваются комплексные износоусталостные повреждения. Поэтому при проектировании таких систем, прогнозировании их ресурса, оценке технического состояния должны использоваться критерии, учитывающие сложное взаимодействие различных по природе повреждающих явлений, приводящих к износоусталостному поврежде-

Увеличение напряжений с дальнейшим ростом величины Δl можно объяснить повышением жесткости узла, что отражается на его прочностных характеристиках.

Таким образом, анализ проведенных исследований показал, что путем подбора конкретных значений величины Δl можно достигнуть снижения напряжений в местах крепления фасонной лапы к хребтовой балке на 40 %. Кроме того, повышение продольной жесткости соединения области консольного опирания котла на деревянные бруски, также позволяет существенно снизить напряженное состояние среднего крепления котла к раме.

Реализация полученных результатов на практике позволит повысить вероятность безотказной работы наливного подвижного состава.

СПИСОК ИСПОЛЬЗОВАННЫХ ИСТОЧНИКОВ

1. Сенько В.И., Пастухов И.Ф., Чернин И.Л., Бычек И.С. К вопросу восстановления нефтеналивных цистерн на Белорусской железной дороге//II научно-техническая конференция «Подвижной состав XXI века: идеи, требования, проекты». – Санкт-Петербург, 2001. – С. 126-128.
2. Moaveni S. Finite element analysis. Theory and application with ANSYS. – New Jersey: Prentiss Hall Inc. – 1999. – 527 с.
3. Пуятя А. В. Конечно-элементное моделирование котла железнодорожной цистерны с использованием программного комплекса ANSYS//Республиканский межведомственный сборник научных трудов «Машиностроение». Вып. 18. Под ред. И. П. Филонова. – Мн.:УП «Технопринт», 2002. – с. 491 – 495.
4. Пуятя А. В. Особенности конечноэлементного моделирования рамы железнодорожной цистерны//Республиканский межведомственный сборник научных трудов «Машиностроение». Вып. 19. Под ред. И. П. Филонова. – Мн.:УП «Технопринт», 2003. – с. 712 – 716.
5. Шимановский А. О. Математическая модель и расчет динамики цистерн, частично заполненных жидкостью//Актуальные проблемы динамики и прочности в теоретической и прикладной механике. – Мн.: «Технопринт», 2001. – с. 506 – 510.
6. Сенько В. И., Шимановский А. О., Пуятя А. В. Расчетная схема приложения силовых факторов к конструкции цистерны при ее движении в кривой// Труды научно-практической конференции «Безопасность движения поездов». – М.: МИИТ, 2003. – с. IV-79 – IV-80.
7. Пуятя А. В. Компьютерное моделирование напряженно-деформированного состояния железнодорожной цистерны при движении по кривой//Известия Белорусской инженерной академии, 2003. – №1(15)/1. – С. 170 – 173.
8. Казимиров А. С. Изменение напряжений в нижнем листе котла вагона-цистерны при ослаблении тарельчатых пружин хомутов//II научно-техническая конференция «Подвижной состав XXI века: идеи, требования, проекты». – Санкт-Петербург, 2001. – С. 29-30.

нию. В настоящей работе дается анализ одного из таких критериев, построенного на основе энергетического подхода, как наиболее общего и универсального.

При разработке критерия были приняты следующие основные допущения.

1. Зарождение и развитие износоусталостных повреждений определяется, главным образом, явлениями механической

Богданович Александр Вальдемарович, к.т.н., преподаватель Лидского технического колледжа УО «Гродненский государственный университет им. Я. Купалы».

Беларусь, 231300 Гродненской обл., г. Лида, ул. Дубровенская, 4.

- усталости, трения и изнашивания и тепловыми процессами.
- Все эти процессы взаимосвязаны, и предельное состояние силовой системы обуславливается, следовательно, не одним каким-либо явлением, а их совместным действием.
 - Кинетика износоусталостного повреждения определяется не всей подводимой к силовой системе энергией U , а лишь ее эффективной (опасной) частью $U^{ef} \ll U$, которая затрачивается на повреждение.
 - Критерием предельного состояния считается условие достижения эффективной энергией U^{ef} предельной величины U_0 в некоторой области ограниченных размеров элемента силовой системы – его опасном объеме.
 - Энергия U_0 считается фундаментальной для данного вещества константой: она не должна зависеть от условий испытания, вида подводимой энергии и механизмов повреждения.
 - Полная эффективная (т.е. затрачиваемая непосредственно на повреждение) энергия U^{ef} в общем случае может быть представлена функцией отдельных составляющих: тепловой U^{ef} , силовой U^{ef} и фрикционной U^{ef} энергий:

$$U^{ef} = F(U_T^{ef}, U_\sigma^{ef}, U_\tau^{ef}), \quad (1)$$

где F учитывает взаимодействие повреждающих явлений в процессе износоусталостных повреждений.

- Предельное состояние силовой системы наступит, если оно реализуется хотя бы от одного повреждающего явления.

Пусть силовая система работает в среде с температурой T ; при этом один из ее элементов находится в условиях линейного напряженного состояния под воздействием циклических напряжений σ , а поле контактных напряжений описывается средним фрикционным напряжением τ_w (считаем, что влияние коррозионных процессов на поврежденность системы пренебрежимо мало). Для этих условий энергетический критерий предельного состояния силовой системы можно записать в следующем виде [4 – 6]:

$$U^{ef} = R_{T/M} \cdot [a_\tau \cdot T_\Sigma + R_{\sigma/\tau} \cdot (a_\sigma \cdot \sigma^2 + a_\tau \cdot \tau_w^2)] = U_0, \quad (2)$$

где коэффициенты $a \ll 1$ выделяют из полных тепловой и механической энергий их эффективные части U^{ef} ; $R_{\sigma/\tau}$ учитывает взаимодействие эффективных частей механической энергии, обусловленных нормальными σ и фрикционными τ_w напряжениями, а $R_{T/M}$ – взаимодействие тепловой и механических составляющих эффективной энергии; кроме того, величины R учитывают и процессы залечивания повреждений, каков бы ни был их механизм [4 – 6]. Заметим также, что в выражении (2) эффективная часть тепловой энергии определяется изменением суммарной температуры $T_\Sigma = T_2 - T_1$ в зоне силового контакта, обусловленной всеми источниками тепла, в том числе выделяемого при механическом (объемном и поверхностном) деформировании, структурных превращениях и т.п.

Для практического применения критерия (2) необходимо иметь обоснованные методики определения величин U_0, a, R, D .

Величина U_0 должна носить фундаментальный характер. Если принять термофлуктуационную теорию прочности [7], то U_0 трактуется как энергия разрыва межатомных связей. Ранее [8] тот же автор называл U_0 начальной энергией активации процесса разрушения. Было показано, что величина U_0 примерно совпадает с теплотой сублимации для металлов и кристаллов с ионными связями, а также с энергией активации термодеструкции для полимеров:

$$U_0 \approx U_T.$$

С другой стороны, величина U_0 трактуется как энергия активации механического разрушения:

$$U_0 \approx U_M.$$

Следовательно, энергию разрыва межатомных связей можно считать константой вещества:

$$U_0 \approx U_M \approx U_T = \text{const}. \quad (3)$$

Экспериментальное обоснование и подтверждение (3) содержится, например, в работах [9 – 11]. Согласно [12], U_0 – энергия активации данного вещества, по порядку величины равная $1 \dots 10$ эВ в расчете на одну частицу, атом или молекулу вещества ($\sim 10^2 \dots 10^3$ кДж/моль), т.е. величина, близкая к энергии межатомной связи твердого материала. Методики экспериментального определения U_0 разработаны и хорошо известны [9 – 11].

На основе гипотезы о подобии механизмов механического разрушения и плавления предложены формулы для расчетной оценки U_0 , например, [9, 11, 13, 14]:

$$U_0 = \varepsilon_* \cdot \frac{C_a}{\alpha_v} = \frac{\sigma_{th}}{E} \cdot \frac{C_a}{\alpha_v}, \quad (4)$$

$$U_0 = k \cdot T_s \cdot \ln \frac{k \cdot \Theta_D}{h}, \quad (5)$$

$$U_0 = \int_T^{T_s} C_p \cdot dT + L_S, \quad (6)$$

где $\varepsilon_* \approx 0,6$ – предельная деформация межатомной связи; C_a – атомная теплоемкость; α_v – коэффициент термического расширения объема; σ_{th} – теоретическая прочность; k – постоянная Больцмана; T_s – температура плавления; Θ_D – температура Дебая; h – постоянная Планка; C_p – удельная теплоемкость при постоянном давлении; L_S – скрытая теплота плавления материала.

Таким образом, энергия U_0 , определяемая из разных теоретических соображений, оказалась фактически одной и той же величиной. Иными словами, энергия U_0 есть фундаментальная характеристика вещества, которая не зависит от условий испытания (например, характера нагружения – статическое, циклическое, длительное, регулярное, случайное или др.), вида подводимой энергии (механическая, тепловая, химическая или др.) и механизмов повреждения (дислокационный, вакансионный или др.). Численные значения U_0 для материалов различных классов (металлы, полимеры и т.д.) даны в работах [7, 9, 13, 15 и др.].

Значения коэффициентов α в уравнении (2) определяются из граничных условий:

$$T_\Sigma = 0, \quad \tau_w = 0 / a_\sigma \sigma_D^2 = U_0, \quad a_\sigma = U_0 / \sigma_D^2; \quad (7)$$

$$T_\Sigma = 0, \quad \sigma = 0 / a_\tau \tau_w^2 = U_0, \quad a_\tau = U_0 / \tau_w^2; \quad (8)$$

$$\sigma = 0, \quad \tau_w = 0 / a_T T_D = U_0, \quad a_T = U_0 / T_D, \quad (9)$$

где σ_D, τ_D – нормальное и фрикционное предельные напряжения при $T \rightarrow 0$, называемые пределами (механической) деструкции; T_D – температура деструкции (при $\sigma = 0, \tau_w = 0$) или предел термодеструкции [4 – 6].

Чтобы найти a_σ с помощью (7), следует произвести, например, статическое испытание материала на растяжение

при температуре, близкой к абсолютному нулю. Тогда практически чисто механическое разрушение нормальным отрывом будет иметь место при напряжении $\sigma = \sigma_D$. Для оценки a_τ по (8) необходимо осуществить, например, статическое испытание на чистый сдвиг или кручение (тонкостенной трубки) при $T \rightarrow 0$. Тогда практически чисто механическое разрушение сдвигом произойдет при касательном напряжении $\tau_w = \tau_D$. А коэффициент a_T по формуле (9) можно определить, если реализовать разрушение материала только тепловым способом (температура в этом случае $T = T_D$). Таким образом, величины σ_D , τ_D , T_D есть физические константы материала, определяемые из соответствующих опытов. Это означает, что и коэффициенты a должны быть постоянными материала при заданных условиях нагружения.

В первом приближении значения величин R_{TM} , $R_{\sigma\tau}$ можно установить по результатам износоусталостных испытаний. Если, например, $T_\Sigma = 0$, тогда $R_{TM} = 1$ и из (2) имеем

$$R_{\sigma/\tau} = \frac{U_0}{a_\sigma \sigma^2 + a_\tau \tau_w^2}. \quad (10)$$

Далее при известном $R_{\sigma\tau}$ из (2) для R_{TM} получаем

$$R_{TM} = \frac{U_0}{a_T T_\Sigma + R_{\sigma\tau} (a_\sigma \sigma^2 + a_\tau \tau_w^2)} \quad (11)$$

Можно предположить, что значения параметров R зависят от соотношения эффективных энергий в заданных условиях испытания конкретной силовой системы. Так, из (2) следует, что значение параметра R_{TM} зависит от соотношения механической и тепловой энергий

$$\rho_{M/T} = \frac{U_M^{ef}}{U_T^{ef}} = \frac{R_{\sigma/\tau} (a_\sigma \sigma^2 + a_\tau \tau_w^2)}{a_T T_\Sigma} = R_{\sigma/\tau} (\rho_{\sigma/T} + \rho_{\tau/T}). \quad (12)$$

Параметр $\rho_{M/T}$ является мерой асимметрии процессов механического и теплового повреждения силовой системы; его численные значения сравнительно характеризуют вклад тепловой и механической эффективных энергий в общую поврежденность. В выражении (12) величины

$$\rho_{\sigma/T} = \frac{a_\sigma \sigma^2}{a_T T}, \quad \rho_{\tau/T} = \frac{a_\tau \tau_w^2}{a_T T} \quad (13)$$

служат мерами асимметрии соответственно силового и теплового ($\tau_w = 0$), а также фрикционного и теплового ($\sigma = 0$) повреждений. Как следует из (2), в частном случае термосилового нагружения ($\tau_w = 0$) имеем $\rho_{M/T} = \rho_{\sigma/T}$ а в частном случае термофрикционного нагружения ($\sigma = 0$) имеем $\rho_{M/T} = \rho_{\tau/T}$

Если ввести в рассмотрение параметр

$$\rho_{\tau/\sigma} = \frac{U_\tau^{ef}}{U_\sigma^{ef}} = \frac{a_\tau \tau_w^2}{a_\sigma \sigma^2} = \frac{\rho_{\tau/T}}{\rho_{\sigma/T}}, \quad (14)$$

который служит мерой асимметрии процессов фрикционного и силового повреждений силовой системы и дает возможность априори прогнозировать вклад сдвиговых и отрывных процессов в генерирование и накопление износоусталостных повреждений, то, как следует из (12), параметр $R_{\sigma\tau}$ есть функция от $\rho_{\tau/\sigma}$ т.е. от соотношения фрикционной и силовой составляющих механической энергии. Можно полагать, что если $\rho_{\tau/\sigma} = 1$, то влияние τ_w и σ на поврежденность системы

равноценно. Если $\rho_{\tau/\sigma} > 1$, то в системе доминируют механизмы поверхностного разрушения (фрикционная усталость), и в случае $\rho_{\tau/\sigma} \rightarrow \infty$ (т.е. при $\sigma = 0$) предельное состояние достигается только за счет фрикционной энергии, т.е. оно определяется статистикой микросдвиговых структурных повреждений. Если $\rho_{\tau/\sigma} < 1$, в силовой системе преимущественными являются механизмы объемного разрушения (механической усталости), и в случае $\rho_{\tau/\sigma} = 0$ (т.е. при $\tau_w = 0$) предельное состояние достигается только за счет энергии, обусловленной нормальными циклическими напряжениями σ . Здесь надо добавить, что, поскольку соотношение между пределами прочности при сдвиге и отрыве $\tau_B / \sigma_B \approx 0,5$ и поэтому по (13), (14) можно ожидать $a_\tau / a_\sigma \approx 4$, величина $\rho_{\tau/\sigma} \approx 1$ достигается при $\tau_w \approx 0,5\sigma$.

По-видимому, значения R близки к единице, и в ряде практических случаев (особенно хрупкого разрушения) допустимо принять $R_{TM} \approx 1$ и $R_{\sigma\tau} \approx 1$. Однако при вязком разрушении такое допущение вряд ли справедливо. Эти предположения требуют, безусловно, экспериментального подтверждения.

Экспериментальная проверка критерия (2) затруднительна ввиду отсутствия соответствующих опытных данных. Однако результаты экспериментов для частных случаев (2) имеются в литературе. Так, например, частный критерий термосилового ($\tau_w = 0$) разрушения при статическом нагружении можно записать в виде

$$R_{T,M} (a_T T + a_\sigma \sigma_{BT}^2) = U_0, \quad (2a)$$

где σ_{BT} – предел прочности при заданной температуре T испытаний.

Прологарифмировав его, получим

$$\lg \sigma_{BT} = \frac{1}{2} \lg \left(\frac{U_0 / R_{T,M} - a_T \cdot T}{a_\sigma} \right) = \frac{1}{2} \lg C_T, \quad (15)$$

где
$$C_T = \frac{U_0 / R_{T,M} - a_T \cdot T}{a_\sigma}. \quad (16)$$

Из (16) следует, что зависимость σ_B от температурного параметра C_T в двойных логарифмических координатах должна быть прямой линией с коэффициентом наклона, равным 0,5, в интервалах изменения $0 \leq T \leq T_D$, $0 \leq \sigma_B \leq \sigma_D$.

Чтобы проверить (16), надо из независимых опытов определить величины σ_B при широком диапазоне изменения T , а также значения U_0 , a_T , a_σ . Кроме того, для определения значений a_σ , a_T , необходимо иметь, согласно (7) и (9), оценки величин T_D и σ_D . Сложность проверки (16) в диапазоне температур $0 \leq T \leq T_D$ состоит в том, что механическое испытание технических сплавов обычно не проводят в таком широком интервале изменения абсолютной температуры, так как, в частности, жаропрочные стали и сплавы предназначены для работы при повышенных температурах и их испытания осуществляются при таких температурах, а сплавы для криогенной техники испытывают лишь в области низких температур.

Поэтому проанализируем сначала с помощью (16) опытные данные для чистого металла – никеля, ввиду наличия соответствующих результатов испытаний (табл. 1, первая строка). Величина σ_D оценивалась по температурной зависи-

Таблица 1. Основные характеристики металлических материалов, принятых к анализу по энергетическому критерию

Материал и литературный источник	U_0 , кДж моль	T_0 , К	σ_0 , МПа	$\frac{a_T}{a_\sigma}$, кДж моль · МПа ²	Данные испытаний	
					T , К σ_B , МПа	Объем выборки
Никель [16, 17]	352	1798	1010	$\frac{0,1968}{3,45 \cdot 10^{-4}}$	$\frac{20...1273}{28,4...785}$	9
Титановые сплавы [18–20]	507*	1998*	1284..1978	$\frac{0,255}{1,29 \cdot 10^{-4}}$	$\frac{4...873}{530...1978}$	42
Стали [18, 20 – 22]	419*	1700*	780...1762	$\frac{0,246}{(1,35...4,2) \cdot 10^{-4}}$	$\frac{4...1303}{180...1762}$	77

* Значения U_0 и T_0 принимались как для чистого металла.

Таблица 2. Результаты обработки экспериментальных данных статических испытаний на растяжение образцов никеля

T , К	σ_B , МПа	$Lg \sigma_B$	$Lg C_T$	ρ	$R_{T/M}$	$R_{T/M}(\rho)$	$Lg C_T$ с учетом связи $R_{T/M}(\rho)$
293	411	2,61	5,93	0,97	2,98	3,03	5,21
673	333	2,52	5,79	0,28	2,01	2,02	5,03
873	190	2,28	5,70	0,07	1,85	1,83	4,62
1073	80,4	1,91	5,59	0,01	1,59	1,59	3,79
1173	50,0	1,61	5,52	$3,6 \cdot 10^{-3}$	1,47	1,46	3,78
1273	28,4	1,45	5,43	$1,1 \cdot 10^{-3}$	1,36	1,36	2,85
20	785	2,89	6,00	52,1	1,63	1,74	5,76
77	589	2,77	5,98	7,62	2,60	2,27	5,61
293	441	2,64	5,93	1,12	2,78	2,97	5,23

мости пределов прочности σ_B (соответствующие литературные опытные данные приведены в табл. 2). Низкотемпературный участок зависимости σ_B от T является прямой линией в двойных логарифмических координатах; его продолжение до пересечения с осью ординат и дает оценку σ_0 (при $T \rightarrow 0$). Аналогично получена оценка T_0 как точка пересечения высокотемпературного участка зависимости σ_B от T с осью абсцисс (при $\sigma_B \rightarrow 0$). Оказалось, что величина T_0 близка к температуре плавления T_S , так что в исследуемом случае можно принять $T_0 \approx T_S$. По формулам (7), (9) были вычислены значения коэффициентов a_T , a_σ (см. табл. 1).

Далее экспериментальные данные были обработаны в соответствии с критерием (16), где принято $R_{T/M} = 1,0$, т.е. найдены значения C_T (см. табл. 2), построена в двойных логарифмических координатах зависимость σ_B от параметра C_T (рис. 1). Из рисунка следует вывод о том, что критерий (16) и, следовательно, (2а) вполне удовлетворительно описывают опытные данные в весьма широком диапазоне изменения температуры испытания: от 20 до 1273 К, т.е. практически от гелиевых температур до $(0,7...0,8) T_S$. При этом предел прочности увеличился от 28,4 до 785 МПа, т.е. в 27,6 раза. Из рис. 1 видно, что угловой коэффициент наклона полученной прямой не равен $1/2$, как это предсказывает (16). Можно предположить, что это следствие неучета взаимодействия эффективных частей тепловой и механической энергий (в расчет принято $R_{T/M} = 1,0$). Поэтому была выполнена оценка значений

параметра $R_{T/M}$ по опытным данным (см. табл. 2), согласно выражению

$$R_{T,M} = U_0 / (a_T \cdot T + a_\sigma \cdot \sigma_{BT}^2)$$

вытекающему из (2а). Осуществлен также поиск корреляционной связи между $R_{T,M}$ и параметром $\rho_{\sigma T}$ асимметрии процессов повреждения силовой системы, который в соответствии с (13) в данном частном случае равен

$$\rho_{\sigma T} = a_\sigma \cdot \sigma_{BT}^2 / (a_T \cdot T).$$

Значения $\rho_{\sigma T}$ даны в табл. 2.

Как видно из рис. 2,а, на котором представлены опытные данные для никеля в виде точек на координатной плоскости $lg R_{T,M} - lg \rho_{\sigma T}$, связь между параметрами $R_{T,M}$ и $\rho_{\sigma T}$ существует, причем характер ее определяется, по-видимому, характером температурной зависимости предела прочности: здесь также просматриваются два участка – низкотемпературный (при $\rho > 1$, т.е. $lg \rho > 0$ – штриховая линия) и высокотемпературный (при $\rho < 1$, т.е. $lg \rho < 0$ – сплошная линия). В первом приближении каждый из этих участков можно аппроксимировать прямой линией. На рис. 2,а записаны уравнения линейной регрессии для связей $R_{T,M}(\rho)$ и соответствующие им значения коэффициента корреляции r , свидетельствующие об устойчивости найденных связей. Значения параметра $R_{T,M}$ для никеля, вычисленные с учетом связей $R_{T,M}(\rho)$, приведены в табл. 2. На рис. 2,б в качестве примера зависимость $\sigma_B - C_T$ для никеля в двойных логарифмических координатах построена с учетом связи $R_{T,M}(\rho)$. Как можно видеть, она хорошо согласуется с критерием (16).

Была также выполнена проверка справедливости энергетического критерия (2а) для других металлов и конструкционных материалов разных классов по имеющимся в литературе опытным данным в соответствии с описанной методикой. В качестве примера результаты проверки и краткая характеристика исследованных сталей и титановых сплавов приведены на рис. 3, 4 и в табл. 1. Как видно из рис. 3, 4, критерий (2а) удовлетворительно описывает результаты испытаний на статическую прочность принятых к анализу 11-и марок титановых сплавов и 17-и марок сталей, несмотря на то, что был принят ряд допущений ввиду отсутствия необходимых сведений по U_0 , T_D , σ_D для каждого материала. Так, для всех марок исследованных сплавов принимались величины U_0 и $T_D \approx T_S$, взятые из литературы [7] соответственно для чистых титана и железа. В значительной степени этим, по-видимому, может быть объяснен и разброс точек на рис. 3, 4. Отклонения опытных данных от прогнозируемой (16) прямой линии вызваны также тем, что связи $R_{TM}(\rho_{\sigma T})$, как правило, устанавливались осредненные сразу для всех марок сплавов данного класса. И хотя полученные регрессионные зависимости оказались универсальными, точность несколько пострадала.

Результаты выполненной проверки можно прокомментировать вкратце следующим образом. При анализе результатов испытаний титановых сплавов (BT3-1, BT 9, BT6C, BT 23, BT 64, Ti-75A, Ti-5Al-2,5Sn, Ti-5Al-5Zr-5Sn, Ti-6Al-4Zr-1V, Ti-7Al-12Zr, Ti-8Al-2Nb-1Ta) оказалось, что если из всей группы этих сплавов вычленим сплавы BT 9 и BT 3-1 и затем найти связи между R_{TM} и $\rho_{\sigma T}$ только для этих сплавов, а также для всех остальных марок титановых сплавов, то опытные точки удовлетворительно согласуются с моделью (16): коэффициент корреляции в этом случае $r = 0,936$ (рис. 3).

А вот установленные для всех исследованных марок сталей (сталь 20, 35Л, 2Х13, 07Х13Н4АГ20, 12Х18Н9Т, 12Х18Н10Т, 15Г2АФД, 35ХМФА, 38ХМА, 38Х2НМА, 38Х2Н2МА, ОН9, ЖС6К, ЭП410, ЭП711, ЭП810, ЭП921) единые осредненные корреляционные связи $R_{TM}(\rho_{\sigma T})$ позволили получить хорошее качество прогноза по выражению (16): $r = 0,965$ (рис. 4).

Был также выполнен анализ результатов испытаний других металлических (17 марок алюминиевых, 2-х марок молибденовых сплавов, 2-х марок латуни, серебра) и полимерных материалов, который показал [6], что энергетический критерий разрушения (2а) удовлетворительно соответствует опыту при различных условиях статического нагружения чистых металлов, ряда конструкционных сплавов и полимерных материалов в широком интервале изменения σ_B и T ; экспериментальное обоснование его применимости к другим материалам и условиям нагружения предстоит выполнить.

СПИСОК ИСПОЛЬЗОВАННЫХ ИСТОЧНИКОВ

1. Сосновский Л.А., Махутов Н.А. Трибофатика: износосталостные повреждения в проблемах ресурса и безопасности. – 2000. – 304 с.
2. Когаев В.П., Дроздов Ю.Н. Прочность и износостойкость деталей машин: Учебное пособие для вузов. – М.: Высш. школа, 1991. – 319 с.
3. Сосновский Л.А. Трибофатика: проблемы и перспективы/ Доклад на тематической выставке АН СССР «Математика

и механика - народному хозяйству».- Гомель: БелИИЖТ, 1989.-65 с.

4. Сосновский Л.А., Махутов Н.А. Предельные состояния силовых систем и процессы их повреждения. Сообщение 1: Энергетические критерии разрушения // Проблемы прочности. – 1993. – № 1. – С. 11 – 23.
5. Сосновский Л.А. Энергетический подход к анализу поврежденности силовой системы. – Изв. АН БССР. Серия физ.-техн. наук, 1991. – № 4. – С. 87 – 92.
6. Трибофатика-98/99. Ежегодник/ Под общ. ред. Л.А. Сосновского. Вып. 1. Теория накопления износосталостных повреждений/ Л.А. Сосновский, А.В. Богданович. Под ред. Н.А. Махутова. – Гомель: НПО «ТРИБОФАТИКА», 2000. – 60 с.
7. Журков С.Н. Дилатонный механизм прочности твердых тел // Физика прочности и пластичности. – Л.: Наука, 1986. – С. 5 – 11.
8. Журков С.Н. Кинетическая концепция прочности твердых тел // Вестн. АН СССР. – 1968. – №3. – С. 46 – 52.
9. Трошенко В.Т. Усталость и неупругость металлов. – Киев: Наук. Думка, 1971. – 268 с.
10. Сопоставление энергий активации процессов термодеструкции и механического разрушения полимеров / А.В. Амелин, О.Ф. Поздняков, В.Р. Регель, Т.П. Санфирова // Физика твердого тела. – 1970. – 12, вып. 9. – С. 2528 – 2534.
11. Сопоставление энергий активации процессов термодеструкции и механических разрушений для полимеров / А.В. Амелин, Ю.А.Глаголева, А.Ф. Подольский и др. // Там же. – 1971. – 13. – С. 2726 – 2731.
12. Черепанов Г.П. Механика разрушения и кинетическая теория прочности // Проблемы прочности. – 1989. – № 11. – С. 3 – 8.
13. Грабар И.Г. Термоактивационный анализ разрушения ОЦК- и ГЦК- металлов и концепции взаимосвязи параметров кривой усталости // Там же. – 1989. – № 11. – С. 61 – 64.
14. Иванова В.С., Терентьев В.Ф. Природа усталости металлов. – М.: Металлургия, 1975.– 456 с.
15. Бартенев Г.М. Прочность и механизм разрушения полимеров. – М.: Химия, 1984. – 280 с.
16. Лозинский М.Г., Перцовский Н.Э. Особенности деформации никеля при различных температурах и скоростях растяжения // Изв. АН СССР. Металлургия и топливо. – 1962. – № 4. – С. 90 – 102.
17. Кошелев П.Ф. Прочность и пластичность конструкционных материалов при низких температурах. – М.: Машиностроение, 1967. – 363 с.
18. Писаренко Г.С., Яковлев А.П., Матвеев В.Р. Справочник по сопротивлению материалов. – Киев: Наук. думка, 1988. – 734 с.
19. Механические свойства конструкционных материалов при низких температурах / Пер. с англ. Под ред. И.Н. Фридляндера. – М.: Металлургия, 1983. – 430 с.
20. Русак И.Ф., Скольцов В.И., Степанов Г.А. Определение временного сопротивления сплавов при низких температурах // Зав. Лаборатория. – 1991. - № 10. – С. 36 – 38.
21. Значковский О.Я., Новогрудский Л.С. Сопротивление разрушению экономнолегированной стали ОН9 при охлаждении до 4,2 К // Пробл. прочности. – 1990. - № 9 – С. 72 – 75.
22. Викулин А.В., Попков А.В. Хладостойкость сталей при статическом нагружении в условиях развитых пластических деформаций // Там же. – 1990. - № 1. – С. 21 – 25.