



# РАСЧЕТНОЕ ПРОГНОЗИРОВАНИЕ ДОЛГОВЕЧНОСТИ БОКОВОЙ РАМЫ ГРУЗОВОГО ЖЕЛЕЗНОДОРОЖНОГО ВАГОНА ПРИ ПЕРЕМЕННЫХ ЦИКЛИЧЕСКИХ НАГРУЗКАХ

Академик НАН Украины **В. И. МАХНЕНКО**, **И. Ю. РОМАНОВА**, канд. техн. наук  
(Ин-т электросварки им. Е. О. Патона НАН Украины)

Рассмотрен пример расчетного прогнозирования роста усталостных трещин в боковой раме грузового вагона при заданном спектре случайных циклических нагрузок. Изучена связь превышения проектных условий эксплуатации вагона с вероятными причинами его разрушения.

*Ключевые слова:* усталостная трещина, случайное циклическое нагружение, боковая рама, железнодорожный грузовой вагон, литейный дефект, расчетное прогнозирование долговечности

В связи с увеличением грузовых железнодорожных перевозок усиливается внимание к «живучести» различных деталей и узлов несущих элементов грузовых вагонов. Опыт эксплуатации конструкций, созданных в Украине и России, свидетельствовал о недостаточной циклической прочности отдельных узлов, вследствие чего происходит разрушение вагонов, не прослуживших проектный срок эксплуатации [1].

Рассмотрим реальный случай разрушения литейной боковой рамы грузового вагона (станция Кабаклы, Западно-Сибирская железная дорога, РФ, 2009 г.), спроектированной в соответствии с [2] и изготовленной на ОАО «Азовмаш» (г. Мариуполь, Украина). Разрушение произошло в результате роста усталостной трещины от технологического дефекта.

Исходная информация по разрушенной боковой раме следующая: материал — сталь типа 20ГФЛ; пробег вагона до разрушения  $L = 108482$  км; проектная средняя техническая скорость движения вагона  $\bar{v} = 22,4$  м/с; среднесуточный пробег вагона в груженом состоянии  $L_{\text{сут}} = 210$  км/сут; эффективная частота вертикальных колебаний вагона  $f_3 = 2,23$  Гц; коэффициент пробега в груженом состоянии  $K = 0,6$ ; среднесуточное количество циклов под нагрузкой  $N_{\text{сут}} = (L_{\text{сут}}/\bar{v})10^3 f_3 = 20906$  цикл/сут; количество циклов под нагрузкой за время пробега  $L$  до разрушения  $N = (LK/\bar{v})10^3 f_3 = 6,48 \cdot 10^6$  цикл; текущий оценочный ремонт производили при  $N_{\text{рем}} = N - N_{\text{сут}} \cdot 9,5 \cdot 30K = 2,91 \cdot 10^6$  цикл.

На рис. 1 показан излом разрушенной рамы, стрелками указаны очаги зарождения усталост-

ного разрушения [3]. Согласно этой работе очагом зарождения первичной усталостной трещины (№ 1 на рис. 1) послужил литейный дефект — поверхностная раковина, имеющая в сечении излома длину 2,6 мм, глубину 1,8 мм и расположенная на расстоянии 31 мм от поверхности наружной вертикальной стенки боковой рамы. Дефект не был выявлен средствами неразрушающего контроля. Очагом зарождения вторичных усталостных трещин послужили литейные раковины, находящиеся на расстоянии 66, 104 и 125 мм от поверхности наружной вертикальной стенки и имеющие в сечении излома размеры 2,0×1,5 мм (№ 2), 4,3×2,3 мм (№ 4) и 4,0×1,3 мм (№ 5). Кроме того, имеется дефект поверхности размером 3,0×2,0 мм (№ 3 на рис. 1), непредусмотренный чертежом технологического ребра, который в работе [3] рассматривается как очаг образования вторичных усталостных трещин.

Таким образом, в сечение излома на поверхности с максимальными эксплуатационными продольными напряжениями расположено пять очагов усталостного разрушения, которые достаточно консервативно можно описать полуэллиптическими трещинами размером  $2ca$ , где  $2c$  — длина трещины вдоль свободной поверхности;  $a$  — глубина трещины.

В табл. 1 приведены начальные размеры таких дефектов и указано расстояние центров дефектов от свободной вертикальной поверхности, а также расстояние между кромками соседних дефектов (слева  $L_{n-1}$ , справа  $L_{n+1}$ ) в начальном состоянии и характерный параметр  $b$  взаимодействия с соседними дефектами

$$b = c + \min \begin{cases} L_{n-1, n} \\ L_{n+1, n} \end{cases}$$

либо свободной кромкой (вертикальной свободной поверхностью). В [3] отмечается, что описанные литейные дефекты засорения оценивали с позиции их допустимости (недопустимости) на

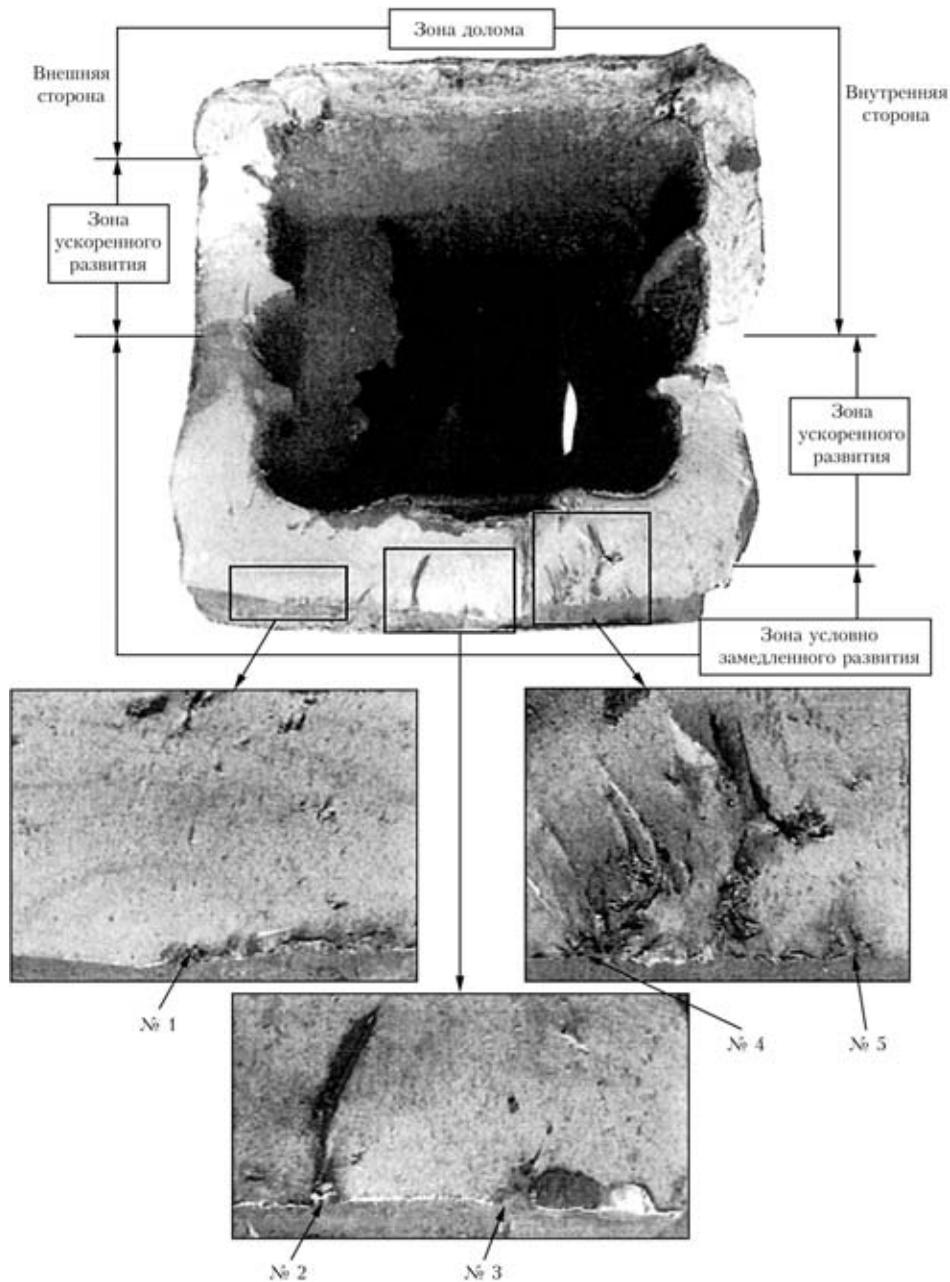


Рис. 1. Излом боковой рамы грузового железнодорожного вагона (№ 1–5 — очаги зарождения усталостной трещины)

основе принципов (подходов) механики разрушения твердых тел с трещинами, описанными применительно к рассматриваемому в работе [4] случаю. Из этой оценки следует, что описанные литейные дефекты являются недопустимыми, поскольку при проектных условиях эксплуатации в течение трех лет они подрастают по усталостному механизму до размеров, при которых начинается их прогрессирующий рост, приводящий к разрушению приблизительно после 2,9 мес эксплуатации. К сожалению, отсутствие подробного обоснования после оценки, выполненной в [3], обусловленное проектными условиями нагружения рамы, вызывает определенное сомнение относительно определения основной причины ее разрушения, поэтому в ИЭС им. Е. О. Патона

выполнено исследование, суть которого заключается в следующем.

Для описанных выше дефектов (табл. 1) рассматривали их нагружение по спектру случайных циклических нагрузок, описанных в [2] для средней скорости движения вагона  $\bar{v} = 22,4$  м/с при статических напряжениях в зоне дефектов в пределах от  $\sigma_{st} = 105,2$  МПа (№ 1) до  $\sigma_{st} = 93,2$  МПа (№ 2–5), что хорошо согласуется с данными работы [4], где значения указанной величины составляют 80...90 МПа.

Расчет коэффициентов динамичности  $K_d$  в зависимости от вариации скорости движения  $v$  выполняется по [2] при статическом прогибе рессорного подвешивания  $f_{ст} = 0,049$  м (табл. 2).



Амплитуду динамических (циклических) напряжений определяли из выражения

$$\sigma_a = \sigma_{st} K_d \quad (1)$$

в зависимости от скорости движения вагона  $v_i$ , значение которой определяется в пределах, указанных в табл. 2 при вероятности  $P_i$  в базовом цикле нагружения  $N_6$ , т. е.  $N_i$  для  $i$ -го элемента спектра нагрузки в виде

$$N_i = N_6 P_i \quad (2)$$

Принимается, что в каждом элементе спектра  $\sigma_{max} = \sigma_{st}$ , т. е. коэффициент асимметрии  $R_i$  для  $i$ -го элемента спектра нагружения составляет

$$R_i = (1 \dots 2) K_{di} \quad (3)$$

Скорость роста размеров исходной трещины  $l = a, c$  при заданной нагрузке определяется диаграммой циклической трещиностойкости стали, участок которой для рассматриваемого материала боковой рамы приведен на рис. 2, т. е. определяется размахом значений коэффициентов интенсивности напряжений  $\Delta K_I$  и асимметрии нагружения  $R$ .

Для широкого класса среднеуглеродистых сталей такая диаграмма мало зависит от химического состава материала и его микроструктуры, для консервативных оценок используют различные зависимости. Так, по рекомендациям работы [5] целесообразно применять следующую зависимость:

$$\frac{dl}{dN} = \frac{C_0 \Delta K_I^m}{(1-R) - \frac{\Delta K_I}{K_c}} \text{ при } \Delta K_I > \frac{\Delta K_{th}(R)}{\gamma_m};$$

$$\frac{dl}{dN} = 0 \text{ при } \Delta K_I < \frac{\Delta K_{th}(R)}{\gamma_m}, \quad (4)$$

где  $C_0 = 5 \cdot 10^{-13} \text{ мм}/(\text{МПа} \cdot \text{мм}^{1/2})^m$ ,  $m = 3$ ;  $\Delta K_{th}$  — пороговое значение размаха коэффициента интенсивности напряжений, зависящее от  $R$ :

$$\Delta K_{th} = (190 \dots 144)R, \quad (5)$$

но не менее  $62 \text{ МПа} \cdot \text{мм}^{1/2}$ ;  $K_c$  — вязкость разрушения материала (принималась при температуре  $-30 \text{ }^\circ\text{C}$ ), равная  $2065 \text{ МПа}$ ;  $\gamma_m$  — фактор безопасности по [5], равный  $1,25$  для первичной трещины № 1 и  $1,20$  для вторичных трещин № 2–5.

Зависимость (4) по сравнению с данными на рис. 2 дает несколько более высокие значения скорости рос-

**Таблица 1.** Начальные размеры дефекта и расстояние центров дефектов от свободной вертикальной поверхности по [3]

№ дефекта	Параметр дефекта, мм					
	$2c$	$a$	$L_1$	$L_{n-1}$	$L_{n+1}$	$b$
1	2,6	1,8	31	29,7	22,7	24,0
2	2,0	1,5	66	22,7	22,5	23,5
3	3,0	2,0	86	22,5	14,4	15,9
4	4,3	2,3	104	14,4	16,6	15,5
5	4,0	1,3	125	16,6	23,0	18,6

**Таблица 2.** Коэффициенты динамичности  $K_d$  для проектных условий нагружения боковой рамы грузового вагона

$i$	$v_p, \text{ м/с}$	$K_{di}$	$P_i$
1	6,25	0,063	0,03
2	13,75	0,138	0,07
3	16,25	0,159	0,09
4	18,75	0,177	0,12
5	21,25	0,196	0,16
6	23,75	0,214	0,19
7	26,25	0,232	0,16
8	28,75	0,250	0,10
9	31,25	0,269	0,06
10	33,75	0,287	0,02

та, что вполне приемлемо для консервативных оценок.

Параметр  $\Delta K_I$  определяется для полуэллиптической трещины, согласно [5], в виде

$$\Delta K_I = 2\sigma_a \sqrt{\frac{\pi a}{Q}} F, \quad (6)$$

где  $Q$  и  $F$  рассчитывают по следующим зависимостям:

**Таблица 3.** Расчет  $\Delta K$  и фактора безопасности  $\gamma_m$  для первичной трещины № 1 (табл. 1)

$v_p, \text{ м/с}$	$K_{di}$	$\Delta K_{th}^{1/2}, \text{ МПа} \cdot \text{мм}^{1/2}$	$\Delta\sigma, \text{ МПа}$	$\Delta K_I(a)$	$\gamma_m(a)$	$\Delta K_I(c)$	$\gamma_m(c)$
6,25	0,063	64,1	13,25	17,2	3,73	22,3	2,88
13,75	0,138	85,7	29,03	37,7	2,27	48,8	1,75
16,25	0,159	91,8	33,45	43,4	2,11	56,3	1,63
18,75	0,177	97,0	37,24	48,3	2,00	62,6	1,55
21,25	0,196	102,4	41,24	53,5	1,91	69,3	1,48
23,75	0,214	107,6	45,02	58,4	1,84	75,7	1,42
26,25	0,232	112,8	48,81	63,3	1,78	82,1	1,37
28,75	0,250	118,0	52,60	68,3	1,73	88,5	1,33
31,25	0,269	123,5	56,60	73,4	1,68	95,2	1,29
33,75	0,287	128,6	60,40	78,4	1,64	101,5	1,27

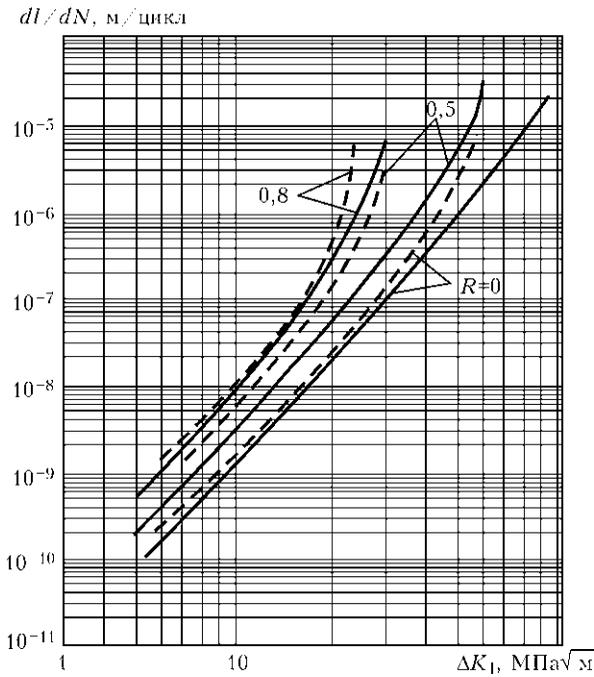


Рис. 2. Диаграмма усталостного разрушения стали при различных значениях коэффициента асимметрии нагружения  $R$  [4]

$$F = \left[ M_1 + M_2 \left( \frac{a}{\delta} \right)^2 + M_3 \left( \frac{a}{\delta} \right)^4 \right] g f_w f_b,$$

где  $\delta$  — толщина стенки в зоне дефекта (принималась  $\delta = 25$  мм).

При  $a < c$

$$Q = 1 + 1,464 \left( \frac{a}{c} \right)^{1,65}; \quad M_1 = 1,13 - 0,09 \left( \frac{a}{c} \right);$$

$$M_2 = -0,54 + \frac{0,89}{0,2 + \frac{a}{c}}; \quad M_3 = 0,5 - \frac{1}{0,65 + \frac{a}{c}} + 14 \left( 1 - \frac{a}{c} \right)^{24}.$$

Для параметра  $a$   $g = 1, f_b = 1$ .

Для параметра  $c$

$$g = 1 + \left[ 0,1 + 0,35 \left( \frac{a}{\delta} \right)^2 \right], \quad f_b = \sqrt{a/c}.$$

При  $a > c$

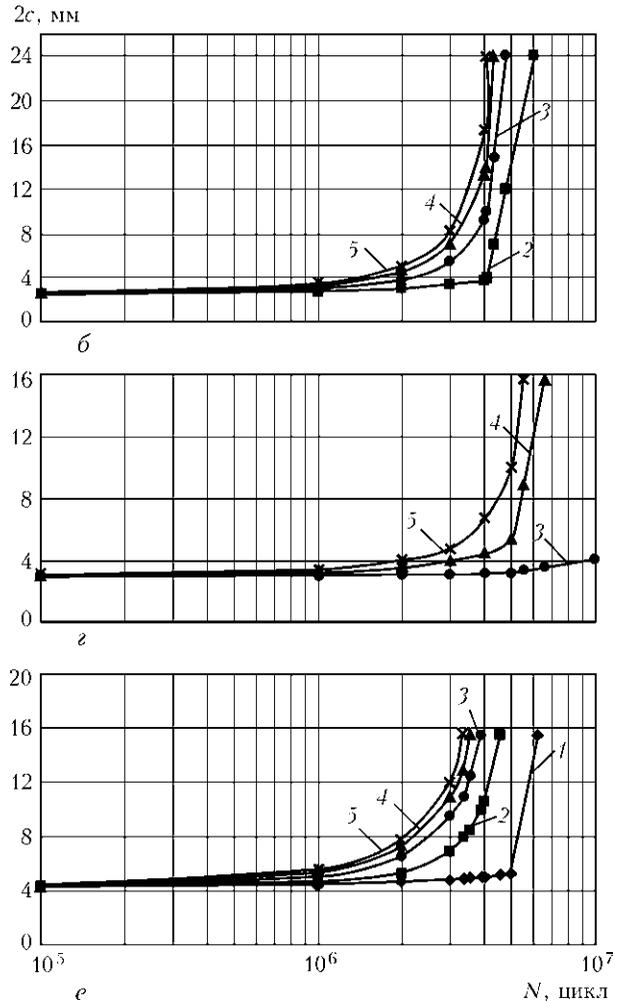
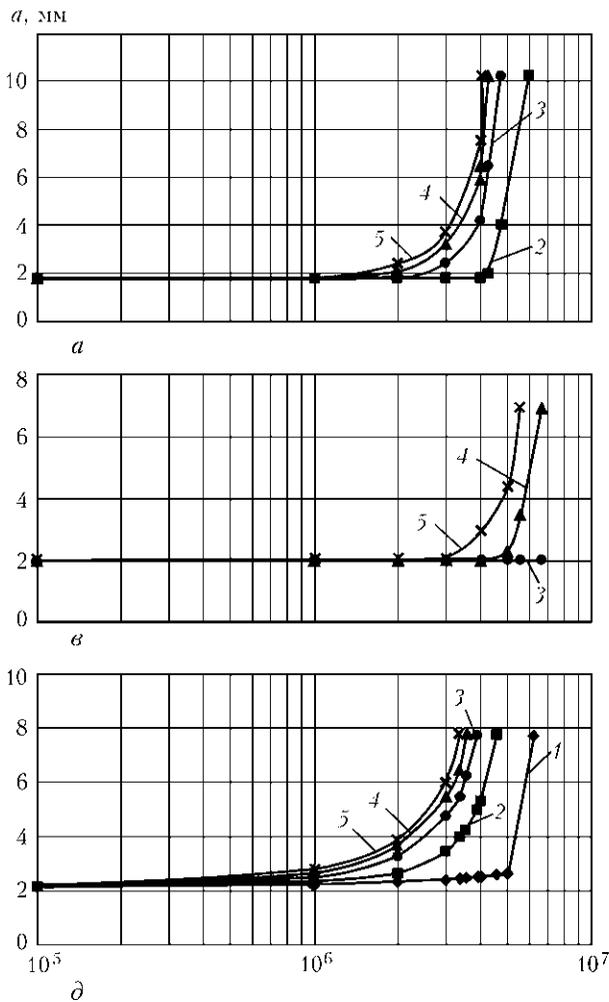


Рис. 3. Кинетика роста размеров дефектов № 1 (а, б), 3 (в, г) и 4 (д, е) при движении вагона с повышенной скоростью в зависимости от фактора безопасности  $\gamma_m$ : а, в, д — рост глубины трещины а; б, г, е — рост  $2c$ ; 1 —  $\gamma_m = 1,20$ ; 2 —  $1,25$ ; 3 —  $1,30$ ; 4 —  $1,35$ ; 5 —  $1,40$



$$Q = 1 + 1,464 \left(\frac{c}{a}\right)^{1,65}; M_1 = (1 + 0,04 \frac{c}{a}) \sqrt{\frac{c}{a}};$$

$$M_2 = 0,2 \left(\frac{c}{a}\right)^4; M_3 = -0,11 \left(\frac{c}{a}\right)^4.$$

Для параметра  $a$   $g = 1, f_b = \sqrt{c/a}$ .

Для параметра  $c$   $g = 1 + \left[0,1 + 0,35 \left(\frac{a}{\delta}\right)^2 \left(\frac{c}{a}\right)\right], f_b = 1$ .

Все остальное, как для  $a/c < 1$ .

С помощью зависимостей (1)–(6) прослеживается развитие рассматриваемых в табл. 1 дефектов (трещин) при проектном спектре скорости движения вагона при  $N_6 = 6,47 \cdot 10^6$  цикл, т. е. на базе реального пробега до разрушения. Частота элементов спектра определяет зависимость (2). Случайность элементов спектра реализовывалась с помощью генератора случайных чисел  $0 \leq D \leq 1$ . Использовали также более консервативный подход прослеживания по спектру, начиная с высоких амплитуд нагрузок и заканчивая малыми, т. е. начиная с  $i = 10$  и заканчивая  $i = 1$ .

Результаты расчета кинетики изменения размеров  $a$  и  $c$  исходного дефекта (трещины) № 1 при проектном спектре нагружения на базе реальной долговечности рассматриваемой боковой балки показали, что за весь период эксплуатации вагона ( $N_6 = 6,47 \cdot 10^6$  цикл) исходные размеры дефекта не изменились, что обусловлено неравенством  $\Delta K_I < \Delta K_{th}/\gamma_m$  (как показано в табл. 3) для каждого элемента спектра нагружения.

Аналогичное положение имеет место и для дефектов № 2–5, от которых развиваются вторичные трещины, т. е. при проектных условиях эксплуатации вагона рассматриваемые дефекты являются допустимыми, тем не менее разрушение имело место. Докажем, что причиной рассматриваемого разрушения может стать включение в спектр нагрузки более высокой скорости движения вагона. С этой целью был рассмотрен спектр скорости по [2], соответствующий проектной средней технической скорости 24,7 м/с. На рис. 3 приведены расчетные данные по кинетике изменения размеров дефектов № 1, 3, 4 при повышенной (по сравнению с проектной) скорости движения, из которых видно, что появление в спектре скорости  $v = 36,25$  м/с,  $P = 0,05$  и  $v = 38,75$  м/с,  $P = 0,02$  заметно меняет кинетику изменения размеров  $a$  и  $c$  исходных дефектов (трещин). При этом расчеты показали, что дефекты № 2, 5 не дают роста

при данных входных параметрах. Практически при  $N = 5 \cdot 10^6$  цикл указанные дефекты сливаются, образуя вдоль базовой поверхности единую трещину глубиной около 10 мм, при которой ресурс работы боковой балки весьма ограничен. Характерно, что при  $N = 3 \cdot 10^6$  цикл нагружения (примерно соответствует моменту отцепного ремонта за 9,5 мес до разрушения) дефекты заметно подрастают и их можно обнаружить неразрушающими методами контроля. Естественно, рассматриваемый вариант эксплуатации при повышенной скорости является достаточно гипотетическим он показывает, что причиной разрушения вполне могли быть накопленные повреждения, связанные с эксплуатацией вагона на режимах, не предусмотренных проектом.

Таким образом, расчеты свидетельствуют, что усталостное разрушение боковой рамы железнодорожного вагона произошло от литейных дефектов-раковин, обнаруженных в изломе. Эти дефекты по своим геометрическим размерам являются допустимыми при проектных условиях эксплуатации вагона. Однако превышение проектных условий эксплуатации вагона, в частности скорость его движения, может стать причиной перехода рассмотренных дефектов в разряд недопустимых.

Приведенные расчетные алгоритмы позволяют прогнозировать влияние переменных циклических нагрузок, приложенных случайным образом, на рост усталостных трещин в элементах конструкций железнодорожных вагонов и прогнозировать их долговечность.

1. *Махненко В. И., Сапрыкина Г. Ю.* Ресурс безопасной эксплуатации сварных соединений железнодорожных платформ // Математическое моделирование и информационные технологии в сварке и родственных процессах: Сб. тр. Четвертой междунар. конф., 27–30 мая 2008 г., пос. Кацивели, Крым, Украина. — Киев: ИЭС им. Е. О. Патона, 2009. — С. 103–108.
2. *Нормы для расчета и проектирования вагонов железных дорог МПС колеи 1520 мм (несамоходных).* — Введ. 07.02.96.
3. *Техническое заключение по результатам экспертной работы по определению причин разрушения боковой рамы № 36213-143-06 на 2903 км ПК7 участка Барабинск–Татарская за стрелочным переводом № 6 станции Кабаклы Новосибирского отделения Западно-Сибирской железной дороги ОАО «ВНИИЖТ»* — Утверждено 27.02.2009. — М., 2009. — 20 с.
4. *Северинова Т. П.* Расчетно-теоретическое обоснование живучести боковых рам и наддресорных балок с допустимыми дефектами // Вест. ВНИИЖТ. — 2002. — № 5. — С. 40–45.
5. *Recommendation for fatigue design of welded joints and components.* — S. I., [1996]. — 117 p. — (Intern. Inst. of Welding; Doc. XIII-1539-96/XV-845-96).

An example of calculation prediction of growth of fatigue cracks in a side frame of freight cars at a preset range of random cyclic loads is considered. Relationship between exceeding design conditions of operation of the car and probable causes of its fracture was investigated.

Поступила в редакцию 18.06.2009