

Анализ стабильного роста трещины на основе двухкритериального подхода

И. В. Орыняк, С. А. Радченко

Институт проблем прочности НАН Украины, Киев, Украина

Разработан метод для анализа стабильного прироста трещины Δa , где Δa рассматривается как функция, зависящая от параметров K_I и σ_r двухкритериального подхода. Показано, что K_R -кривая состоит из двух участков: K_R' - и K_R'' -кривых, соответствующих на диаграмме оценки разрушения двум участкам кривой нагружения – до и после пересечения ее с предельной кривой диаграммы оценки разрушения. В первом приближении предлагается аналитическое описание K_R' -кривой, а вид K_R'' -кривой полностью определяется предельной кривой диаграммы оценки разрушения.

Метод апробирован на данных Round Robin, проведенным в 1979-1980 гг. Американским обществом испытаний и материалов, путем прогнозирования максимальной нагрузки разрушения P_R образцов с трещинами, изготовленных из разных материалов: компактных образцов, образцов с центральной трещиной и специальных образцов с тремя отверстиями. Показано хорошее соответствие между прогнозируемыми и экспериментальными данными.

Введение. В тонкостенных конструкциях с трещинами в условиях плоского напряженного состояния можно наблюдать явление стабильного роста трещины, суть которого состоит в том, что трещина растет постепенно с увеличением нагрузки. Поэтому для его описания, а значит, и прогнозирования разрушения конструкции нельзя использовать определенную фиксированную характеристику материала.

Для описания стабильного прироста трещины предложено использовать так называемые R -кривые, которые показывают, как изменяется сопротивление материала росту трещины R в процессе ее развития. Впервые такое представление сделано Ирвиным [1], а затем разработано более детально Краффтом с сотр. [2]. В [2] высказано предположение, что R -кривая инвариантна по отношению к геометрии тела и трещины и является функцией только прироста трещины Δa :

$$K_I = f(\Delta a). \quad (1)$$

Здесь K_I – параметр линейной механики разрушения, например коэффициент интенсивности напряжений (КИН), а функцию $f(\Delta a)$ предлагалось искать в виде

$$f(\Delta a) = A(\Delta a)^n, \quad (2)$$

где A и n – некоторые коэффициенты.

Принято, что в процессе испытания вплоть до точки перехода к неустойчивости в вершине трещины сохраняется равновесие между параметром, описывающим напряженное состояние в вершине трещины K_I , и сопротивлением развитию трещины K_R материала, и разрушение наступает при выполнении так называемого условия касания:

$$K_I = K_R, \quad \frac{\partial K_I}{\partial a} = \frac{\partial K_R}{\partial a}, \quad (3)$$

где a – длина трещины. Таким образом, согласно подходу Краффта, существует единая K_R -кривая, и условие разрушения будет определяться графически путем построения касательных к такой кривой.

Однако экспериментальные результаты, приведенные в литературных источниках (1960–1975 гг.), давали противоречивые оценки возможности использования такого подхода. Показано, что R -кривые неинвариантны и являются функциями начальной длины трещины, размеров и конфигурации тела. Швальбе [3] была выдвинута гипотеза, что основным фактором, нарушающим инвариантность R -кривых, служат нетто-напряжения σ_N . Им было предложено условие, при выполнении которого K_R -кривые остаются инвариантными:

$$\sigma_N < 0,9\sigma_T, \quad (4)$$

где σ_T – предел текучести материала.

С развитием в 70-х годах понятий и основанных на них критериев нелинейной механики разрушения концепция R -кривых получила новое развитие в виде J_R -кривых, и условие неустойчивости записывалось теперь в виде [4]

$$J_I = J_R, \quad \frac{\partial J_I}{\partial a} = \frac{\partial J_R}{\partial a}. \quad (5)$$

В [4] показано, что применение J -критерия расширяет область инвариантности R -кривых. Параллельно предлагалось использование и других параметров нелинейной механики разрушения. Однако более поздние исследования показали, что основанные на нелинейной механике разрушения R -кривые также неинвариантны и зависят от геометрии исследуемых образцов [5].

С целью определения наиболее эффективных методов анализа стабильного роста трещины в 1979–80 гг. Американским обществом испытаний и материалов был проведен Round Robin [6]. В его работе принимали участие 18 ученых в области механики разрушения из США и Великобритании, которые использовали 13 различных методов исследования для прогнозирования разрушения. При этом полученные данные существенно отличались в зависимости от типов образцов и свойств исследуемых материалов. Среди лучших были результаты Ньюмена, одного из организаторов Round Robin, который использовал сложную методологию, основанную на понятии нелинейной механики разрушения – угле раскрытия вершины трещины, вычисляемом методом конечных элементов. Однако, по нашему мнению, критериальные подходы должны быть прозрачными, т.е. легко понимаемыми и проверяемыми.

В последнее время наблюдается уменьшение публикаций на данную тематику, что является, скорее, свидетельством недостатка новых идей, чем отсутствием интереса к этой проблеме.

В настоящей работе предлагается новая идея для описания стабильного прироста трещины, основанная на двухкритериальном подходе. Здесь уместно провести параллель между развитием методов оценки прироста трещины и методов оценки статической прочности тел с трещинами. На наш взгляд, историю развития методов оценки прочности тел с трещинами можно разделить на четыре периода.

1. Использование линейной механики разрушения с ее локальными критериями разрушения типа

$$K_I = K_{Ic}, \quad (6)$$

где K_{Ic} – критическое значение КИН. Здесь видна очевидная связь (6) с критерием типа (3).

2. Ограничение использования критерия типа $K_I = K_{Ic}$ по номинальным нетто-напряжениям. В статической механике разрушения критерий (6) также применялся, если выполнялось условие, аналогичное условию (4):

$$\sigma_N < k\sigma_T, \quad (7)$$

где k – коэффициент, который определяет область применимости линейной механики разрушения. Это условие вошло во многие методические рекомендации по определению K_{Ic} , и как пример, укажем на известную схему Серенсена–Махутова, где коэффициент $k = 0,8$ [7].

3. Развитие нелинейной механики разрушения и в ее рамках новых критериев разрушения, например критического раскрытия вершины трещины δ_c :

$$\delta = \delta_c \quad (8)$$

или критического значения J -интеграла J_{Ic} [8]:

$$J_I = J_{Ic}. \quad (9)$$

Критерий (5) для стабильной трещины есть обобщение критерия (9) в статической механике разрушения.

4. Широкое применение для оценки предельной несущей способности конструктивных элементов, содержащих трещину, двухкритериальных подходов [9], в рамках которых сочетаются методы механики разрушения с методами теории пластичности. При этом плодотворной идеей явилось использование вместо понятия “номинальных напряжений” понятия “ссылочных напряжений” σ_r (reference), введенного Айнсвортом в 1984 г. [10]. До настоящего времени одним из принципиальных аспектов в механике разрушения остается вопрос использования в расчетных схемах параметров линейной или нелинейной механики разрушения. Мы считаем, что использование параметров нелинейной механики разрушения чрезмерно усложняет процедуру расчета. Так, Д. Брок по этому поводу говорил следующее [11]: “Возможности нелинейной механики разрушения преувеличены в литературе. Разумное использование линейной механики разрушения совместно

с методом пластического коллапса во многих случаях может обеспечить остаточную прочность конструкции с хорошей инженерной точностью”.

Графическим представлением двухкритериального подхода является диаграмма оценки разрушения (ДОР), которая строится в нормированных координатах K_r и S_r . Здесь $K_r = K_I / K_{Ic}$ – мера приближения к хрупкому разрушению; $S_r = P / P_{LL} = \sigma_r / \sigma_b$ – мера приближения к пластическому коллапсу, где P – значение приложенной силы; P_{LL} – предельная нагрузка вязкого разрушения (пластического коллапса); σ_b – предел прочности. На ДОР строится предельная кривая, которая определяет границу между опасным и безопасным состоянием конструкции. Граница описывается уравнением следующего вида [12]:

$$K_r = f(S_r). \quad (10)$$

Мы полагаем, что для анализа стабильного роста трещины также должен наступить подобный четвертый период развития. Нельзя выполнить такой анализ только с помощью параметров классической механики разрушения. Необходимо также учитывать ссылочные напряжения σ_r . При этом различаем две основные особенности применения двухкритериального подхода к анализу стабильного роста трещины:

- 1) нанесенные на ДОР точки, характеризующие состояние тела с трещиной, не могут находиться вне области, ограниченной предельной кривой ДОР;
- 2) прирост трещины зависит от обоих параметров двухкритериального подхода – K_r и S_r (K_I и σ_r).

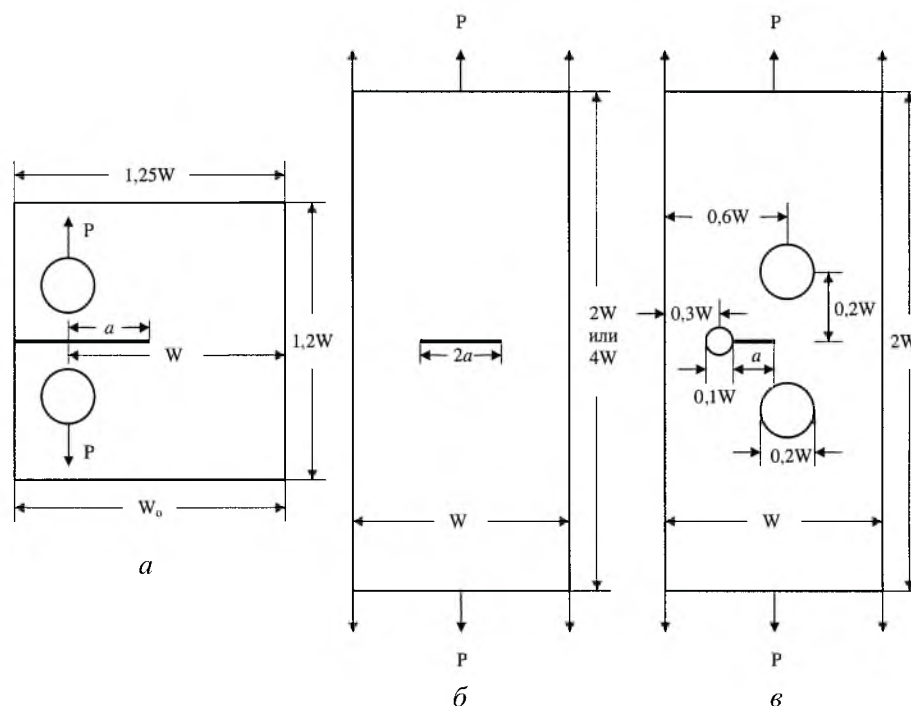
Бесспорно, что разработка такого рода идей и их обоснование могут быть основаны только на достоверных экспериментальных данных. В настоящей работе используются результаты Round Robin [6]. Такой выбор обусловлен двумя причинами: тщательностью и полнотой проведения эксперимента, а также возможностью сопоставления полученных данных с результатами участников Round Robin.

Результаты эксперимента. Нами используются результаты экспериментальных исследований, выполненных в NASA Langley Research Center, а также Westinghouse Research и Development Laboratory для проводимого Американским обществом испытаний и материалов в 1979–80 гг. Round Robin. Детально экспериментальная процедура описана в [6]. Поэтому не будем подробно на ней останавливаться, а вкратце укажем, что объектами исследования служили три типа образцов: компактные образцы; образцы с центральной трещиной и специальные образцы с тремя отверстиями. Конфигурации образцов показаны на рис. 1. Испытуемые образцы, изготовленные из алюминиевых сплавов 7075-T651 и 2024-T351 и нержавеющей стали 304, имели фиксированную толщину (~13 мм) и разную геометрию (различная ширина и отношение начальной длины трещины к ширине образца). Прочностные характеристики исследуемых материалов приведены в табл. 1.

Т а б л и ц а 1

Механические характеристики материалов

Материал		$\sigma_{0,2}$, МПа	σ_b , МПа
Алюминиевый сплав	7075-T651	530	585
	2024-T351	315	460
Нержавеющая сталь 304		265	630

Рис. 1. Образцы для испытаний: *a* – компактный образец (СТ); *б* – образец с центральной трещиной (МТ); *в* – образец с тремя отверстиями (ТНТ).

Участники Round Robin должны были предсказать критическую нагрузку разрушения различных образцов с трещинами: компактных образцов ($a_0/W = 0,3; 0,5; 0,7$, $W = 51; 102; 203$ мм), образцов с центральной трещиной ($a_0/W = 0,4$, $W = 127; 254$ мм) и специальных образцов с тремя отверстиями ($a_0/W = \text{var}$; $W = 254$ мм). В качестве исходных данных они использовали результаты испытания компактных образцов в координатах нагрузка – длина трещины (отношение начальной длины трещины a_0 к ширине образца W составляло 0,5). Для каждого исследуемого материала подвергали разрушению три компактных образца шириной $W = 51; 102$ и 203 мм. Исходные данные, предоставленные участникам Round Robin, приведены в табл. 2.

Расчетные зависимости для K_I и σ_r . Исходным моментом при анализе стабильного роста трещины является расчетное определение используемых в данном подходе параметров K_I и σ_r . Для компактного образца и образца с центральной трещиной формулы для K_I достаточно

Т а б л и ц а 2

Исходные данные для участников Round Robin

W, мм	Алюминиевый сплав				Нержавеющая сталь 304	
	7075-T651		2024-T351		P, кН	a/W
	P, кН	a/W	P, кН	a/W		
1	2	3	4	5	6	7
203	16,56	0,504	13,18	0,507	13,36	–
	21,17	0,512	21,64	0,500	33,67	0,506
	22,91	0,514	28,28	0,501	50,33	0,507
	24,05	0,531	36,30	0,510	60,48	0,507
	23,31	0,553	42,13	0,510	66,09	0,505
	23,45	0,562	48,32	0,513	71,08	0,505
	22,18	0,583	51,48	0,522	73,93	0,504
	20,24	0,610	52,02	0,536	78,30	0,501
	16,63	0,655	51,35	0,543	80,79	0,495
	14,83	0,676	48,05	0,561	83,20	0,495
	12,42	0,708	42,44	0,582	85,07	0,495
	9,48	0,752	38,57	0,606	86,31	0,498
			32,82	0,638	86,85	0,500
			28,55	0,662	86,85	0,502
					86,49	0,509
				85,87	0,515	
				84,98	0,521	
				84,18	0,525	
102	8,38	0,504	8,23	0,513	19,84	0,498
	12,88	0,521	15,92	0,499	33,31	0,498
	14,18	0,541	23,22	0,499	37,48	0,502
	12,73	0,604	27,33	0,508	41,40	0,506
	11,03	0,644	28,75	0,523	43,11	0,490
	8,78	0,692	25,91	0,554	45,07	0,494
	6,19	0,748	21,80	0,583	46,29	0,490
	4,04	0,804	18,37	0,618	47,18	0,486
			14,69	0,656	47,76	0,498
					47,62	0,510
					47,47	0,510
					46,78	0,521
					46,69	0,521
					44,87	0,524
				43,85	0,524	
51	8,23	0,509	6,21	0,526	9,80	0,522
	8,23	0,548	11,44	0,521	16,58	0,515
	8,18	0,572	13,98	0,528	18,87	0,511
	8,15	0,586	14,77	0,539	20,36	0,515
	6,98	0,636	13,80	0,562	21,72	0,507
	5,33	0,689	12,58	0,577	22,72	0,491
	4,14	0,733	10,62	0,613	23,66	0,491
	2,99	0,769	8,25	0,648	24,45	0,495
	2,37	0,797	6,21	0,693	25,45	0,499
					25,94	0,511
					26,27	0,507
					26,69	0,507

1	2	3	4	5	6	7
51					26,76	0,507
					26,47	0,511
					26,14	0,522
					25,65	0,522
	$B, \text{ мм}$	a_0 / W	$B, \text{ мм}$	a_0 / W	$B, \text{ мм}$	a_0 / W
203	12,68	0,503	12,60	0,504	12,78	0,502
102	12,80	0,509	12,52	0,512	13,03	0,510
51	12,75	0,508	12,55	0,522	12,80	0,518

известны и приведены в литературных источниках. Соответствующее численное решение для образца с тремя отверстиями получено Ньюменом [6] в аналитическом и графическом виде (рис. 2). Расчетные формулы σ_r для первых двух типов образцов находятся по теории предельного состояния из условий равенства приложенных и предельных сил и моментов в центральном сечении [9]. Так, для компактного образца

$$\sigma_r = \frac{P}{BW[\sqrt{2+2\lambda^2} - 1 - \lambda]}, \quad (11)$$

для образца с центральной трещиной

$$\sigma_r = \frac{P}{BW(1-2\lambda)}, \quad (12)$$

где $\lambda = a/W$.

Для образца с тремя отверстиями невозможно свести внешние усилия к результирующей силе и моменту в центральной части образца. В этом случае выражение для σ_r записывается так:

$$\sigma_r = \frac{P}{BWf(\lambda)}, \quad (13)$$

где $f(\lambda)$ – функция, учитывающая несущую способность нетто-сечения в зависимости от роста трещины. Если считать, что силовые линии не проходят в область между большими отверстиями, то функция $f(\lambda)$ находится так же, как для образца с центральной трещиной. На рис. 3 такой функции соответствует штриховая линия. В действительности же силовые линии проходят в область между большими отверстиями, тем самым увеличивая несущую способность нетто-сечения на некоторую поправку δ . Для ее определения строили приближенные модели, учитывающие достижения предельного пластического состояния в некоторых сечениях, проходящих через эти отверстия.

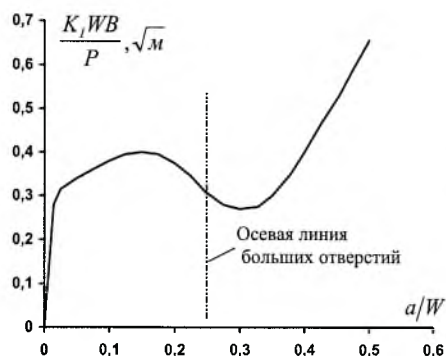
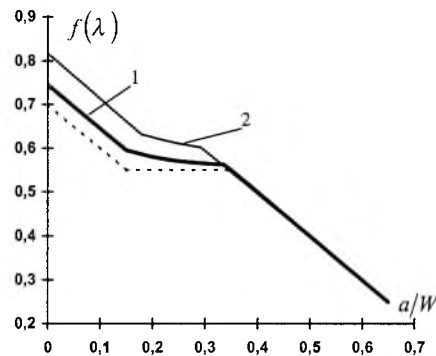


Рис. 2. Коэффициент интенсивности напряжений для образца с тремя отверстиями.

Рис. 3. Функция $f(\lambda)$ для образца с тремя отверстиями.

С целью упрощения процедуры определения функции $f(\lambda)$ большие круглые отверстия заменяем квадратными. На рис. 3 функция $f(\lambda)$ показана графически при такой замене отверстия описанным (кривая 1) и вписанным (кривая 2) квадратами. При определении критической нагрузки разрушения образцов использовали решение для $f(\lambda)$, полученное при замене круглого отверстия описанным квадратом. К тому же разница между прогнозируемыми критическими нагрузками по двум решениям для функции $f(\lambda)$ (кривые 1 и 2) составляла 5...7%.

Анализ исходных данных. На рис. 4,а-в представлены K_R -кривые, построенные по результатам разрушения базовых компактных образцов, т.е. с отношением начальной длины трещины к ширине образца $a_0/W = 0,5$ (табл. 2), на рис. 4,з-е – интерпретация исходных данных на диаграмме оценки разрушения, которая строится в ненормированных координатах K_I и σ_r . На оси абсцисс отмечено предельное значение σ_r , равное пределу прочности материала σ_B . Понятно, что предельная кривая ДОР может быть определена только экспериментально при разрушении большого количества образцов разных размеров. Однако уже сейчас можно говорить, что существуют некоторые участки предельной кривой диаграммы, которые можно установить с достаточной точностью по имеющимся исходным данным.

Рассмотрим, как происходит процесс нагружения образца (рис. 4,з-е). Точки на ДОР, характеризующие состояние образца, образуют кривую нагружения. В начале нагружения, когда прирост трещины достаточно мал, такая кривая имеет линейный характер. В процессе нагружения трещина увеличивается, что может приводить к нелинейности кривой нагружения. При приближении к предельной кривой угол наклона кривой нагружения изменяется с ростом трещины до тех пор, пока кривая нагружения не перейдет в предельную кривую. Следовательно, на участке *ab* (сплошные линии на рис. 4) точки, характеризующие состояние образца, образуют участок предельной кривой.

Согласно вышеизложенному, K_R -кривые (рис. 4,а,б) можно разделить на два участка, соответствующие положению кривых нагружения на ДОР: до и после достижения кривыми нагружения предельной кривой ДОР

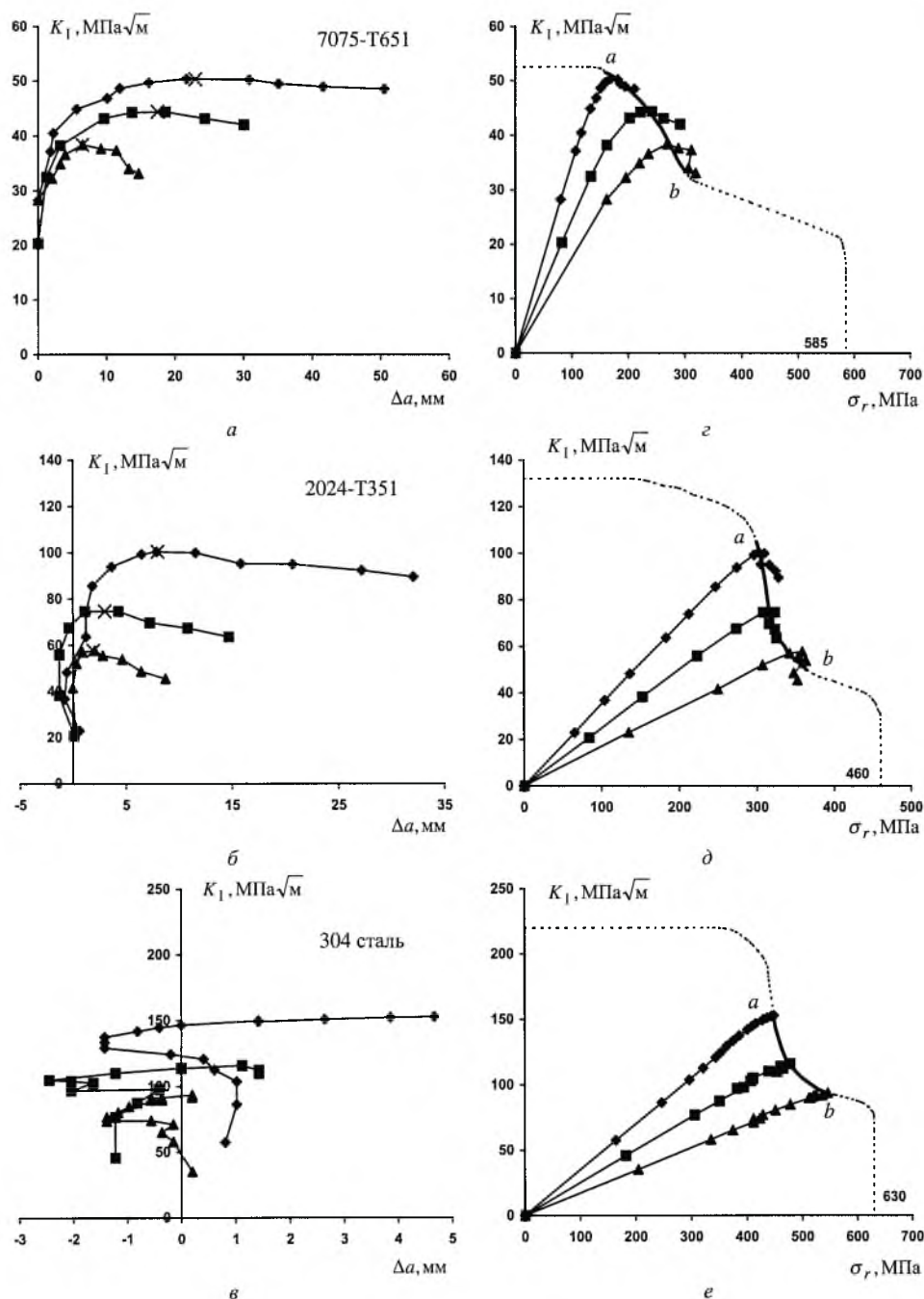


Рис. 4. Исходные данные: *a*–*в* – K_R -кривые образцов; *г*–*е* – кривые нагружения образцов на ДОР (*ab* – предельная кривая ДОР; \blacklozenge – $W = 203$ мм; \blacksquare – $W = 102$ мм; \blacktriangle – $W = 51$ мм).

(участки разделены звездочками). Обозначим эти участки соответственно K'_R и K''_R . Когда процесс нагружения описывается уже предельной кривой ДОР, K''_R -кривые полностью определяются этой кривой (второй участок) и, конечно, не могут рассматриваться в качестве характеристики материала.

Однако и на первом участке, как видно из рис. 4, K'_R -кривые не идентичны, а зависят от размеров образца, влияющих на величину S_r при одинаковых K_I . Таким образом, очевидно, что удлинение трещины Δa зависит не только от K_r , но и от S_r , и выражение для прироста трещины в общем виде должно выглядеть следующим образом:

$$\Delta a = f(K_r, S_r). \quad (14)$$

Понятно, что для практического анализа необходимо иметь конкретное представление для выражения прироста трещины (14), которое может быть получено на стадии анализа и легко применяться на практике. Из рис. 4 следует, что характер поведения K_R -кривых зависит от геометрии испытуемых образцов (в нашем случае таким геометрическим параметром является ширина образца W). Чем больше ширина образца, тем меньше значение ссылочных напряжений σ_r (или S_r) для одинакового коэффициента интенсивности напряжений K_I и тем выше лежит K_R -кривая. Ясно, что сопротивление материала не может расти до бесконечности. Поэтому на каком-то этапе увеличения размеров образца должно наступить насыщение с выходом на некоторую предельную K_R -кривую материала, характерную для очень большого образца. Также очевидно, что при малых ссылочных напряжениях σ_r их влиянием можно пренебречь. Поэтому в первом приближении для анализируемых исходных данных уравнение (14) можно записать в виде

$$\Delta a = f\left(K_I\left(1 + A \frac{\sigma_r}{\sigma_B}\right)\right) \quad (15)$$

или

$$F(\Delta a) = K_I\left(1 + A \frac{\sigma_r}{\sigma_B}\right), \quad (16)$$

где A – некоторый коэффициент масштабного и геометрического подобия, который позволяет приводить разные K_R -кривые к общему виду. В случае $\sigma_r \rightarrow 0$ получаем, что прирост трещины зависит только от параметра K_I , и уравнение (16) для прироста трещины преобразуется к виду

$$K_I = F(\Delta a). \quad (17)$$

Выражение (17) представляет собой уравнение предельной K'_R -кривой материала. Такое понятие вводится впервые и, по сути, представляет собой K_R -кривую, полученную для очень большого образца, у которого кривая нагружения на ДОР расположена вблизи оси ординат K_r .

Аналитическое выражение для предельной K'_R -кривой будем искать в виде, несколько более общем, чем (1), с учетом, что прирост трещины начинается с определенного значения $K_I = B$:

$$F(\Delta a) = \frac{BC + D(\Delta a)^n}{C + (\Delta a)^n}, \quad (18)$$

где B, C, D, n – неизвестные коэффициенты, подлежащие определению. В выражении (18) при определении предельной K_R -кривой учитывалось также, что в бесконечном теле при очень большом приросте трещины должно наступить состояние автомодельности при некотором фиксированном значении $K_I = D < \infty$.

Подставляя (18) в уравнение прироста трещины (16), получаем выражение для нахождения K_R -кривой конкретного образца:

$$\frac{BC + D(\Delta a)^n}{C + (\Delta a)^n} = K_I \left(1 + A \frac{\sigma_r}{\sigma_B} \right). \quad (19)$$

С использованием выражения (19) по уже имеющимся реальным K'_R -кривым можно построить предельную K'_R -кривую материала и получить ее аналитическую форму (18), т.е. найти неизвестные коэффициенты B, C, D, n . Процедура определения неизвестного коэффициента A сводится к решению системы из двух уравнений, которые получены по двум точкам, взятым с двух базовых K'_R -кривых, для фиксированного прироста трещины Δa (рис. 5).

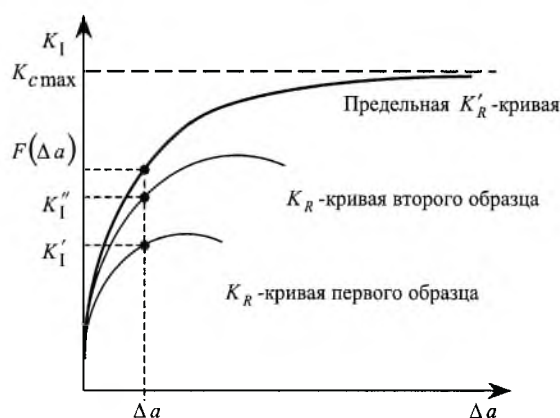


Рис. 5. Схематическое построение предельной K'_R -кривой.

Отметим, что поскольку при испытании малых образцов кривые нагружения раньше достигают предельной кривой, то при определении коэффициентов в уравнении (19) лучше использовать данные, полученные при испытании больших образцов.

Прогнозирование разрушения. Для практической апробации предлагаемого учета стабильного подрастания трещины на основе двухкритериального подхода спрогнозируем максимальные нагрузки разрушения образцов P_p , испытанных для Round Robin. Более общей задачей является воспроизведение всего процесса нагружения или всей K_R -кривой, на основе

чего легко определить величину P_p . Процедура построения полной K_R -кривой конкретного образца заключается в построении K'_R - и K''_R -кривых. Вначале, задавая некоторый малый шаг Δa , по уравнению (19) строится K'_R -кривая и соответствующий ей участок кривой нагружения на ДОР. K'_R -кривая строится до тех пор, пока очередная точка кривой нагружения не окажется на предельной кривой диаграммы.

Анализ рис. 4 показывает, что стабильный рост трещины наблюдается для более хрупких алюминиевых сплавов 7075-T651 и 2024-T351. Поэтому процедура прогнозирования критической нагрузки разрушения образцов из нержавеющей стали 304 сводится к применению обычного двухкритериального подхода.

Для получения аналитического выражения предельной K'_R -кривой указанных сплавов необходимо прежде определить неизвестный коэффициент A в правой части выражения (19). Коэффициент A находим по вышеописанной процедуре с помощью двух базовых K'_R -кривых образцов шириной 51 и 203 мм. Полученные коэффициенты A для исследуемых сплавов приведены в табл. 3.

Т а б л и ц а 3

Значения коэффициентов, входящих в выражение для предельной K'_R -кривой материала

Сплав	A	B	C	D	n
7075-T651	1,15	34,63	5,04	70,5	1,18
2024-T351	1,63	28,31	1,02	215,76	1,41

Получив выражение для правой части уравнения (19), по K'_R -кривой образца шириной 203 мм строим предельную K'_R -кривую материала и описываем ее аналитически, т.е. определяем неизвестные коэффициенты B , C , D , n (табл. 3). По аналитическому выражению предельной K'_R -кривой материала $F(\Delta a)$ с использованием уравнения (19) строим K'_R -кривую и кривую нагружения конкретного образца до ее пересечения с предельной кривой ДОР.

После пересечения кривой нагружения с предельной кривой ДОР процесс разрушения определяется последней. Поэтому для построения как K''_R -кривой образца, так и полной кривой нагружения необходимо иметь предельную кривую на ДОР, которая может быть получена из эксперимента по результатам разрушения большого количества образцов разных размеров. В нашем случае по исходным данным (табл. 2) можно построить только некоторый участок ab предельной кривой ДОР (на рис. 4 изображен сплошными линиями). Поэтому мы вынуждены субъективно достраивать предельную кривую на ДОР (пунктирные линии) для тех случаев, когда кривые нагружения конкретных образцов лежат ниже или выше участка ab .

На рис. 6 в качестве примера показаны несколько выборочных K_R -кривых и соответствующие им кривые нагружения на ДОР для алюминиевого сплава 7075-T651. При построении кривых вычислялись текущая нагрузка P , действующая на образец, и максимальное значение P_p .

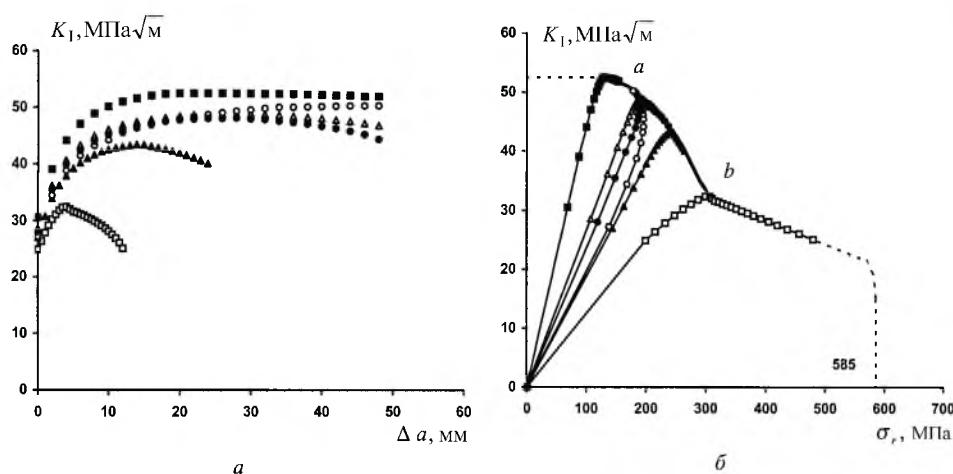


Рис. 6. Воспроизведение процесса нагружения некоторых образцов: *a* – K_R -кривые; *б* – кривые нагружения на ДОР (*ab* – предельная кривая ДОР; \square – СТ ($W = 51$ мм, $B = 12,5$ мм; $a_0 = 36,3$ мм); \blacksquare – СТ ($W = 203$ мм; $B = 12,8$ мм; $a_0 = 60,4$ мм); \blacktriangle – МТ ($W = 127$ мм; $B = 12,8$ мм; $a_0 = 24,9$ мм); \triangle – МТ ($W = 254$ мм; $B = 12,7$ мм; $a_0 = 49,1$ мм); \circ – ТНТ ($W = 254$ мм; $B = 12,8$ мм; $a_0 = 100,8$ мм); \bullet – ТНТ ($W = 254$ мм; $B = 12,8$ мм; $a_0 = 11,9$ мм)).

В табл. 4 приведены максимальные нагрузки разрушения, полученные при испытании образцов P_f , и прогнозируемые максимальные нагрузки P_p с учетом стабильного роста трещины для трех типов образцов. При этом стандартная ошибка δ для каждого типа образца рассчитывалась как

$$\delta = \frac{P_p - P_f}{P_f}, \%. \quad (20)$$

Обсуждение результатов прогноза. Прогнозирование нагрузок разрушения для компактных образцов показало хорошие результаты для всех исследуемых материалов (табл. 4). Так, для алюминиевого сплава 7075-T651 ошибка в прогнозировании критической нагрузки разрушения составила от -9 до $+2\%$, а для алюминиевого сплава 2024-T351 и нержавеющей стали 304 – от -2 до $+7\%$ и от -4 до $+8\%$ соответственно. Особенно хорошее соответствие наблюдается при испытании компактных образцов с отношением начальной длины трещины a_0 к ширине образца W , равным $0,5$. Это обусловлено тем, что исходными данными при построении предельной кривой на ДОР служили результаты разрушения именно этих компактных образцов (табл. 2).

Гораздо больший интерес представляют данные прогнозирования максимальной нагрузки разрушения образцов с центральной трещиной и специальных образцов с тремя отверстиями.

Если анализировать все материалы, то прослеживается тенденция от занижения расчетной критической нагрузки разрушения для хрупкого алюминиевого сплава 7075-T651 до ее завышения для вязкой нержавеющей стали 304.

Сопоставление экспериментальных и расчетных критических нагрузок разрушения

Алюминиевый сплав 7075-T651					
Толщина B , мм	Ширина W , мм	Начальная длина трещины a_0 , мм	P_f , кН	P_p , кН	δ , %
1	2	3	4	5	6
Компактные образцы					
12,4	51	16,1	16,10	15,18	-5,71
12,5		15,4	16,00	15,91	-0,56
12,7		25,6	8,73	8,57	-1,83
12,8		25,6	8,85	8,64	-2,37
12,6		25,4	8,54	8,63	1,05
12,6		25,9	8,85	8,32	-5,99
12,6		35,4	3,75	3,44	-8,27
12,5		36,3	3,34	3,07	-8,08
12,7	102	31,8	27,40	26,57	-3,03
12,7		30,6	27,20	27,45	0,92
12,8		50,8	15,50	14,93	-3,68
12,7		50,7	15,50	14,87	-4,06
12,8		51,4	14,50	14,60	0,69
12,7		50,9	15,10	14,76	-2,25
12,8		51,4	15,10	14,60	-3,31
12,6		71,2	5,78	5,68	-1,73
12,7	71,0	5,65	5,79	2,48	
12,7	203	60,6	47,40	45,18	-4,68
12,8		60,4	46,30	45,65	-1,40
12,8		102,0	24,10	24,42	1,33
12,7		102,2	24,10	24,15	0,21
12,8		100,8	25,40	24,95	-1,77
12,8		101,2	25,70	24,77	-3,62
12,8		101,2	26,20	24,77	-5,46
12,8		142,0	10,20	9,67	-5,20
12,7	142,2	10,50	9,54	-9,14	
Образцы с центральной трещиной					
12,8	127	26,4	209,00	171,14	-18,11
12,8		24,9	200,00	178,63	-10,69
12,8	254	49,8	365,00	297,85	-18,40
12,7		49,1	356,00	298,45	-16,17
Специальные образцы с тремя отверстиями					
12,8	254	11,9	696,00	484,45	-30,40
12,8		25,5	685,00	484,45	-29,28
12,7		39,7	698,00	481,65	-31,00
12,7		50,5	651,00	481,65	-26,01
12,8		64,8	620,00	485,45	-21,70
12,7		75,6	578,00	463,00	-19,90
12,8		90,1	462,00	372,08	-19,46
12,8		100,8	362,00	299,40	-17,29

Алюминиевый сплав 2024-T351					
1	2	3	4	5	6
Компактные образцы					
12,4	51	16,1	29,80	30,71	3,05
12,3		16,0	29,50	30,65	3,90
12,6		26,5	14,20	14,96	5,35
12,5		26,3	14,70	15,08	2,59
12,5		26,1	14,80	15,33	3,58
12,3		26,1	14,50	15,09	4,07
12,4		26,4	14,70	14,84	0,95
12,3		36,2	5,22	5,57	6,70
12,3		36,3	5,29	5,49	3,78
12,5	102	31,4	54,70	57,70	5,48
12,5		31,2	54,70	58,03	6,09
12,5		51,9	28,80	28,48	-1,11
12,6		51,6	28,90	29,02	0,42
12,6		51,4	29,80	29,33	-1,58
12,5		51,6	28,20	28,85	2,30
12,5		51,9	28,70	28,48	-0,77
12,6		71,2	10,10	10,72	6,14
12,5	71,4	10,10	10,51	4,06	
12,5	203	61,8	98,50	98,68	0,18
12,6		61,7	100,30	99,61	-0,69
12,6		102,4	52,10	52,21	0,21
12,6		102,5	51,90	52,11	0,40
12,5		102,2	52,30	51,99	-0,59
12,6		102,2	52,00	52,40	0,77
12,5		142,9	18,60	18,72	0,65
12,5		143,0	18,90	18,65	-1,32
Образцы с центральной трещиной					
12,6	127	26,2	302,00	304,20	0,73
12,6		25,2	311,00	312,75	0,56
12,6	254	51,2	581,00	568,97	-2,07
12,6		52,1	574,00	561,94	-2,10
Специальные образцы с тремя отверстиями					
12,6	254	13,9	754,00	686,22	-8,99
12,5		25,7	738,00	667,00	-9,62
12,5		38,6	735,00	667,00	-9,25
12,5		51,8	718,00	667,00	-7,10
12,6		64,3	696,00	672,30	-3,41
12,6		75,8	660,00	672,30	1,86
12,5		90,0	580,00	598,03	3,11
12,5		101,5	505,00	515,02	1,98

Нержавеющая сталь 304					
1	2	3	4	5	6
Компактные образцы					
13,1	51	16,5	52,70	52,82	0,23
13,3		16,3	53,60	54,28	1,27
12,8		25,6	27,30	28,34	3,81
12,8		26,1	25,90	27,34	5,56
12,8		25,8	26,80	27,93	4,22
13,1		25,8	27,50	28,60	4,00
13,1		26,2	26,90	27,78	3,27
13,2		36,2	9,56	10,37	8,47
13,1		36,2	9,61	10,29	7,08
13,4	102	34,1	93,40	92,33	-1,15
13,3		31,1	104,00	100,69	-3,18
13,0		49,4	55,10	52,76	-4,25
13,0		50,7	50,80	50,18	-1,22
13,0		51,4	47,80	48,83	2,15
13,0		50,5	51,80	50,57	-2,37
13,3		51,8	50,60	49,17	-2,83
13,4		72,1	17,70	18,31	3,45
13,3		72,3	17,30	17,95	3,76
13,5	203	62,0	195,00	186,74	-4,24
13,5		62,0	192,00	186,74	-2,74
12,8		102,0	86,80	86,65	-0,17
12,8		102,3	85,40	86,12	0,84
12,8		102,0	85,30	86,65	1,58
13,4		101,4	96,30	91,84	-4,63
13,4		102,2	96,10	90,34	-5,99
13,3		142,6	34,10	31,95	-6,30
13,4		142,8	32,90	31,98	-2,80
Образцы с центральной трещиной					
13,6	127	26,1	458,00	529,17	15,54
13,6		26,2	469,00	527,71	12,52
13,5	254	50,1	882,00	936,25	6,15
13,6		50,8	878,00	934,31	6,41
Специальные образцы с тремя отверстиями					
13,6	254	13,5	1260,00	1122,53	-10,91
13,6		26,3	1220,00	1027,83	-15,75
13,5		39,1	1180,00	959,44	-18,69
13,4		51,6	1150,00	966,46	-15,96
13,5		64,6	1120,00	1080,18	-3,56
13,5		77,7	999,00	1182,21	18,34
13,6		89,8	895,00	1061,88	18,65
13,6		102,7	790,00	858,38	8,66

Для хрупкого алюминиевого сплава 7075-T651, для которого важную роль играет точность определения K_I , занижение расчетной критической нагрузки разрушения на образцах с центральной трещиной составило до -18% , а на специальных образцах с тремя отверстиями – от -31 до -17% .

Такую разницу в значениях авторы объясняют следующим образом. Расчетные формулы для коэффициентов интенсивности напряжений (КИН) получены в предположении равномерного распределения нагрузок на краях образца, что, согласно принципу суперпозиции, соответствует равномерному нагружению берегов трещины. На практике при испытании образцов с центральной трещиной в связи с большей податливостью центральной части образца захваты передают большее усилие на концах образца, чем в центре. Если образец достаточно длинный, то краевые условия имеют меньшее значение. Если образец короткий, то в соответствии с принципом суперпозиции берега трещины нагружаются напряжениями, меньшими номинальных. В результате реальное значение коэффициента интенсивности напряжений K_I будет меньше, чем теоретическое. Следовательно, на практике такой образец разрушится при большем уровне нагрузки, чем ожидалось. Исследуемые образцы с центральной трещиной имели следующие размеры: при $W = 127$ мм их длина L составляла $4W$, при $W = 254$ мм – $L = 2W$. Вероятно, поэтому для образцов шириной 254 мм и ошибка в определении K_I больше, чем для образцов шириной 127 мм.

Аналогично объясняются результаты и для образцов с тремя отверстиями. Два отверстия в центральной части повышают ее податливость и приводят к еще большей неравномерности приложенных нагрузок.

Для очень вязкой нержавеющей стали 304 более значимым является критерий $\sigma_r = \sigma_b$. Поэтому ошибки в вычислении K_I не могут так сильно повлиять на результаты прогноза, как ошибки, связанные с неточностью формул для определения справочного напряжения σ_r . Для образцов с центральной трещиной из этого материала наблюдается завышение расчетной критической нагрузки разрушения от $+6\%$ (при $L = 2W$) до $+16\%$ (при $L = 4W$). Для специальных образцов с тремя отверстиями ошибка составила $\pm 19\%$. Возможно, завышение расчетной критической нагрузки P_p для этого материала вызвано тем, что в расчетных формулах для σ_r не учитывается влияние моментных составляющих от нагрузки по центру образца.

Для алюминиевого сплава 2024-T351 характерно влияние не только точности определения КИН, что привело к занижению расчетной критической нагрузки разрушения у алюминиевого сплава 7075-T651, но и σ_r , что привело к завышению расчетной критической нагрузки разрушения у нержавеющей стали 304. Таким образом, эти два фактора компенсируют друг друга, и для образцов с центральной трещиной имеем ошибку от -2 до $+1\%$, для специальных образцов с тремя отверстиями – от -10 до $+3\%$.

Ошибка прогноза также связана с неточным видом предельной кривой на ДОР, что вызвано недостатком исходных данных. Сдвиг предельной кривой влево–вправо по оси σ_r на $10...20$ МПа или вверх–вниз по оси K_I на $3...5$ МПа $\sqrt{м}$ вызывает разницу в прогнозируемой нагрузке в $7...10\%$.

Заключение. На основе двухкритериальной методологии механики разрушения предложен новый подход к анализу стабильного роста трещины. При этом считается, что величина прироста трещины Δa определяется двумя величинами, характеризующими напряженное состояние тела с трещиной, а именно: коэффициентом интенсивности напряжений K_I и ссылочным напряжением σ_r . Поэтому построенная в координатах $K_I - \Delta a$ так называемая K_R -кривая уже не может считаться характеристикой материала и, вообще говоря, рассматривается нами как состоящая из двух участков.

Первый участок, обозначенный как K'_R -кривая, описывает прирост трещины вплоть до момента, когда кривая нагружения (отображает процесс нагружения тела на диаграмме оценки разрушения) достигает предельной кривой ДОР. В первом приближении предложен аналитический подход для описания K'_R -кривой с учетом текущих величин σ_r . Предполагается, что текущие значения σ_r как бы увеличивают эффективное значение КИН в $\left(1 + A \frac{\sigma_r}{\sigma_B}\right)$ раза (см. уравнение (19)), а число A выступает в качестве коэффициента масштабного и геометрического подобия. В предельном случае очень большого образца при $\sigma_r \ll \sigma_B$ K'_R -кривая совпадает с предельной K_R -кривой, которая является характеристикой материала.

Второй участок, обозначенный как K''_R -кривая, является отображением предельной кривой на ДОР, построенной в координатах $K_I - \sigma_r$, на кривую в координатах $K_I - \Delta a$. Очевидно, что K''_R -кривая – еще более индивидуальна, чем K'_R -кривая, и для ее построения необходимы не только конкретные формулы для расчета K_I и σ_r , но и уравнение предельной кривой на ДОР.

Моделирование процесса разрушения образцов из алюминиевых сплавов 7075-T651 и 2024-T351 заключалось в построении обоих участков K_R -кривых и кривых нагружения на ДОР. При этом определялась максимальная нагрузка разрушения P_p этих образцов. В соответствии с исходными данными (табл. 2 и рис. 4), для образцов из нержавеющей стали 304 не характерен стабильный рост трещины, и процедура прогнозирования значения P_p сводится к применению обычного двухкритериального подхода. В целом для всех материалов и типоразмеров образцов достигнуто хорошее соответствие между экспериментальными и прогнозируемыми данными (табл. 4). Особенно хорошие результаты получены для компактных образцов из всех исследуемых материалов.

Наблюдается тенденция от занижения расчетной критической нагрузки разрушения для образцов из алюминиевого сплава 7075-T651 к ее завышению для образцов из нержавеющей стали 304. Это может быть связано с завышением расчетных значений K_I и занижением расчетных значений σ_r для образцов с центральной трещиной и специальных образцов с тремя отверстиями. Точность прогноза зависит также от точности исходных данных, в частности от замера фактического подрастания трещины, которое не всегда может быть однозначно определено в исходных экспериментах. Кроме того, для построения полной предельной кривой ДОР требуется проведение эксперимента с разрушением большего количества образцов, имеющих разный размер.

В целом отметим, что с помощью предлагаемого подхода получено хорошее соответствие между расчетными и экспериментальными данными, несмотря на возможные экспериментальные, расчетные и методологические неточности. Наглядность, простота и возможность алгоритмизации позволяют использовать его в инженерной практике.

Резюме

Запропоновано метод для аналізу стабільного приросту тріщини Δa , де Δa розглядається як функція, що залежить від параметрів K_I і σ_r двокритеріального підходу. Показано, що K_R -крива складається з двох ділянок: K_R'' - і K_R'' -кривих, що відповідають на діаграмі оцінки руйнування двом ділянкам кривої навантаження – до і після перетинання її з граничною кривою діаграми оцінки руйнування. У першому наближенні пропонується аналітичний опис K_R'' -кривої, а вигляд K_R'' -кривої цілком визначається граничною кривою діаграми оцінки руйнування.

Метод апробований на даних Round Robin, проведеним у 1979–1980 рр. Американським товариством випробувань і матеріалів, шляхом прогнозування максимального навантаження руйнування P_p зразків із тріщинами, виготовлених із різних матеріалів: компактних зразків, зразків із центральною тріщиною і спеціальних зразків із трьома отворами. Показано хорошу відповідність між прогнозованими і експериментальними даними.

1. *Irwin G. R.* Fracture Testing of High-Strength Sheet Material under Conditions Appropriate for Stress Analysis. – Report 5486, US Naval Research Lab., July 27, 1960.
2. *Krafft J. M., Sullivan A. M., and Boyle R. W.* Effect of dimensions on fast fracture instability of notched sheets // Proc. Crack Propagation Symposium, Cranfield, England, Sept. – 1961. – I. – P. 8 – 28.
3. *Schwalbe K.-H. and Setz W.* R-curve and fracture toughness of thin sheet materials // J. Test. Eval. – 1981. – 9, No. 4. – P. 182 – 194.
4. *Landes J. D. and Begley J. A.* Test results from J -integral studies: An attempt to establish a J_{Ic} testing procedure // Fracture Analysis, STP 560, ASTM, Philadelphia. – 1974. – P. 170 – 186.
5. *Roos E., Eisele U., and Silcher H.* Effect of stress state on the ductile fracture behavior of large-scale specimens // Constrain Effects in Fracture. – STP 1171, ASTM, Philadelphia. – 1993. – P. 41 – 63.
6. *Newman J. C.* An evaluation of fracture analysis methods // Elastic-Plastic Fracture Mechanics Technology. – STP 896, ASTM, Philadelphia. – 1985. – P. 5 – 96.
7. *Серенсен С. В., Махутов Н. А.* Сопротивление хрупкому разрушению элементов конструкций // Пробл. прочности. – 1971. – № 4. – С. 3–11.
8. *Begley J. A. and Landes J. D.* The J -integral as a fracture criterion // Fracture Toughness, STP 514, ASTM, Philadelphia. – 1972. – P. 1 – 20.

9. Красовский А. Я., Торон В. М., Орыняк И. В. Двухкритериальная диаграмма оценки предельного состояния тела с трещиной // АН УССР. Ин-т пробл. прочности. – Препр. – Киев, 1989. – 48 с.
10. Ainsworth R. A. The assessment of defects in structures of strain hardening material // Eng. Fract. Mech. – 1984. – **19**. – P. 633 – 642.
11. Broek D. The Practical Use of Fracture Mechanics. – Dordrecht: Kluwer Academic Publishers, 1989. – 522 p.
12. Assessment of the Integrity of Structures Containing Defects R/H/R6. – Revision 3. – JOB N XE 235. – BOAT NO; AK 20 / I. Milne, R. A. Ainsworth, A. K. Dowling, and A. K. Steward. – 1986. – 129 p.

Поступила 26. 12. 2000