



РАСЧЕТНЫЙ АЛГОРИТМ ОЦЕНКИ ДОПУСТИМЫХ РАЗМЕРОВ НЕПРОПЛАВЛЕНИЙ В СВАРНЫХ СОЕДИНЕНИЯХ, РАБОТАЮЩИХ ПРИ СЛОЖНОМ СПЕКТРЕ ЦИКЛИЧЕСКИХ НАГРУЗОК*

Е. А. ВЕЛИКОИВАНЕНКО, канд. физ.-мат. наук, Г. Ф. РОЗЫНКА, Н. И. ПИВТОРАК, инженеры
(Ин-т электросварки им. Е. О. Патона НАН Украины)

Применительно к сварным соединениям рам ветроэнергетических установок рассмотрен расчетный алгоритм определения допустимых непроплавлений в соответствующих сварных соединениях при циклическом нагружении рамы сложным спектром нагрузок (усилий и моментов) на базе $2 \cdot 10^8$ циклов. Используются экспериментальные наблюдения относительно спектра размахов шести типов нагрузок по Q_j ($j = 1, \dots, 6$) и численное решение относительно номинальных мембранных и изгибных напряжений в околошовной зоне сварных швов от единичных нагрузок Q_j , по которым синтезируются суперпозицией напряжения в околошовной зоне от всех нагрузок на данном цикле нагружения.

Ключевые слова: дуговая сварка, толстостенные изделия, сварные соединения, корень шва, непроплавления, допустимые размеры, циклические нагрузки, расчетный алгоритм

Вопросы оценки допустимости выявленных дефектов в сварных соединениях, особенно на стадии изготовления (эксплуатации), когда их исправление связано с большими сложностями, весьма актуальны и привлекают большой интерес во всем мире [1–4 и др.]. При сварке толстостенных изделий одним из таких типовых дефектов могут быть непроплавления в корне шва (рис. 1). В ряде случаев такие непроплавления ограниченных размеров $2a < [2a]$ допускаются при эксплуатации, если они не влияют на безопасность работы конструкции. Поскольку определение величины $[2a]$ связано с индивидуальными особенностями конструкции, нагруженностью, условиями эксплуатации и т. п., т. е. требует достаточно тщательной проработки для каждого случая, то большинство решений в ответственных конструкциях для величины $[2a]$ имеет консервативно запретительный характер, т. е. $[2a] \approx 0$, хотя большинство правил для таких конструкций не исключает возможности, что $[2a] > 0$, если при этом доказана безопасность работы соединения. В качестве средств для доказательства, например, в работе [5] рекомендуется применение только методов механики разрушения тел с трещинами. Опыт использования последних показал их широкие возможности для надежного решения подобных задач.

В настоящей работе такой подход применен для получения данных по допускаемым значениям $[2a]$ для сварных соединений, приведенных на рис. 1, которые использованы в раме ветроэнер-

гетических установок (ВЭУ) мощностью около 2550 кВт и разработаны фирмой «Nordex Energy» (рис. 2). Рама изготовлена из стали S235J263 + N + Z25 по DIN EN10025; 1993. Стыковые и угловые сварные швы выполнены дуговой сваркой в углекислом газе. При этом использована сварочная проволока марки ЕМК6 (Böhler). Данные о химическом составе основного металла и сварных швов и их механических свойствах приведены в табл. 1. Толщины соединяемых элементов в различных соединениях рамы изменяются в пределах 12...70 мм.

Нагрузки в сварных швах рамы связаны с работой ВЭУ и определяются величинами трех усилий F_j и трех моментов M_j ($j = x, y, z$) на приводном

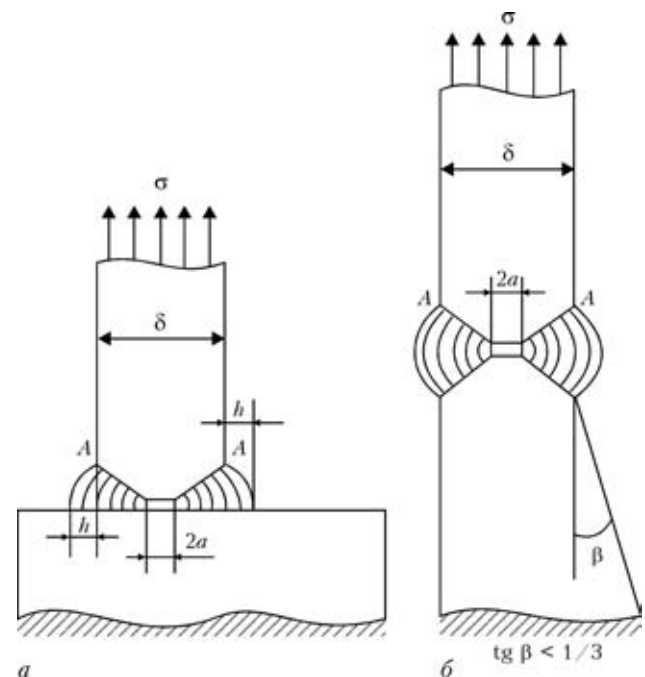


Рис. 1. Схемы сварных соединений с непроплавлением у таврового (а) и стыкового (б) соединения: А–А – зона наименьшего сопротивления образованию усталостной трещины при $a \rightarrow 0$

* По материалам доклада, заслушанного на Второй международной конференции «Математическое моделирование и информационные технологии в сварке и родственных процессах». – Кацивели, Крым, 13–17 сент. 2004.

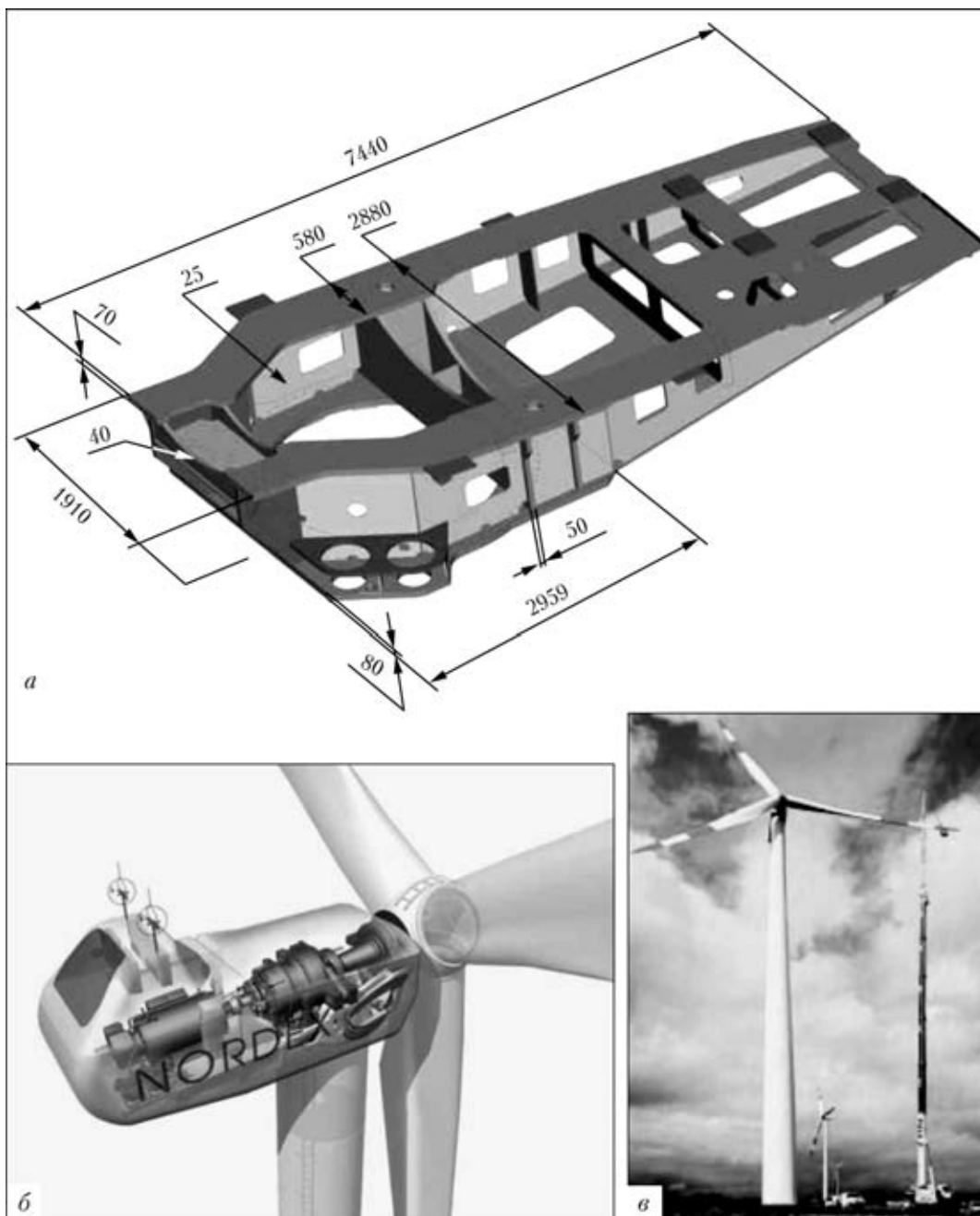


Рис. 2. Ветровая энергетическая установка мощностью 2550 кВт: а – эскиз рамы; б – схема размещения агрегатов на раме ВЭУ; в – общий вид

валу, как показано на рис. 3. В дальнейшем вектор этих нагрузок обозначается Q_j ($j = 1, 2, \dots, 6$). Экстремальное сочетание этих нагрузок приведено в табл. 2, а положительное направление Q_j показано на рис. 3. При вращении вала нагрузки Q_j , как видно из табл. 2, колеблются. За один оборот вала они изменяются несинхронно от Q_j^{\min} до

Q_j^{\max} , при этом отношение $Q_{j\alpha}/Q_j^{\max} = R_{j\alpha}$ остается примерно постоянным, где α – угол поворота вала (табл. 3). Между размахом изменения нагрузки ΔQ_j и Q_j^{\max} следует зависимость из табл. 2

$$\Delta Q_j = Q_j^{\max}(1 - R_{j\alpha}^{\min}). \quad (1)$$

Таблица 1. Химический состав и механические свойства основного металла и металла сварных швов рамы ВЭУ

Металл	Массовое содержание элементов, %						Механические свойства			
	C	Mn	Si	S	P	Al	$\sigma_{0,2}$, МПа	σ_b , МПа	δ , %	KCV_{-40} , Дж
Основной	0,14...0,17	0,68...1,03	0,23...0,29	0,01...0,023	0,009...0,020	0,027...0,42	285...339	424...470	24...33	–
Сварные швы	0,07...0,10	1,47...1,54	0,85...0,9	0,013...0,015	0,010...0,012	–	> 400	480...600	> 22	> 47



Таблица 2. Экстремальные сочетания нагрузок Q_j

Номер сочетания	Случай нагрузки	$j = 1$	$j = 2$	$j = 3$	$j = 4$	$j = 5$	$j = 6$
		F_x , кН	F_y , кН	F_z , кН	M_x , кН·м	M_y , кН·м	M_z , кН·м
1	E1.1d1	441	186,4	102,2	2188,0	-4689	1374,0
2	S1.1a1	307,4	16,0	84,8	-34,4	-179,3	2136,0
3	E1.1d1	413,2	155,4	52,2	3748,0	-2911,0	1272,0
4	E1.11	374,0	134,0	123,0	1480	-3860,0	1180,0

Если методами теории упругости определить компоненты тензора напряжений $\bar{\sigma}_{pq}^{(j)}$ от единичной нагрузки Q_j в соответствующих точках x, y, z сварного соединения, то с помощью метода суперпозиции можно найти суммарные напряжения $\sigma_{pq}^{(\alpha)}$ ($p, q = x, y, z$) в точке x, y, z для различных углов α , т. е.

$$\sigma_{pq}^{(\alpha)} = \sum_{j=1}^6 \bar{\sigma}_{pq}^{(j)}(x, y, z) Q_j^{\max} R_{j\alpha} \quad (2)$$

Таким образом, для каждого сварного шва рассматриваемой рамы можно определить номинальные нормальные напряжения, действующие по нормали к плоскости непроплавления $\sigma_{qq}^{(\alpha)}$ в различных точках вдоль сварного шва как на внутренней, так и на наружной поверхности. По номинальным напряжениям $\sigma_{qq}^{(\alpha)}$ можно вычислить мембранное усилие $P_i^{(\alpha)}$ и момент $M_i^{(\alpha)}$, где i — номер точки вдоль сварного шва.

Величины $P_i^{(\alpha)}$ и $M_i^{(\alpha)}$ являются основными характеристиками внешнего нагружения рассматриваемых сварных швов. Необходимые для их вычисления данные $\bar{\sigma}_{pq}^{(j)}(x, y, z)$ от действия единичных сил Q_j получены численным решением упругих задач. При этом использована конечно-элементная модель, показанная на рис. 4.

В качестве иллюстрации в табл. 4 приведены результаты такого расчета относительно номинальных $\bar{\sigma}_{xx}^{(j)} \text{ in}$ и $\bar{\sigma}_{xx}^{(j)} \text{ out}$ (индекс in означает на внутренней поверхности соответствующего элемента) для сварного шва № 19 ($q = x$) рамы ВЭУ при $j = 1, 2, \dots, 6$. Номер точки i связан с координатой y зависимостью ($i = y - 885 / \Delta y$).

Подобные таблицы $\bar{\sigma}_{qq}^{(j)}$ сформированы для всех 60 сварных соединений рамы ВЭУ и служат основой для расчета $P_i^{(\alpha)}$ и $M_i^{(\alpha)}$ в зависимости от Q_j .

В процессе эксплуатации нагрузки Q_j могут изменяться в широких пределах. Фирмой «Nordex Energy» представлен спектр изменения размахов ΔQ_j при эксплуатации рассматриваемых ВЭУ. На основе этих данных сформирован расчетный спектр размахов ΔQ_{jm} (табл. 5), состоящий из $m = 1, 2, \dots, 23$ строк, характеризующихся одинаковыми ΔN_m для всех j , на базе примерно $N = 2 \cdot 10^8$ циклов. Здесь ΔN_m — количество циклов соответствующего размаха ΔQ_{jm} в общей долговечности конструкции. По ним с использованием зависимостей (1), (2) определяются $P_{im}^{(\alpha)}$ и $M_{im}^{(\alpha)}$, являющиеся

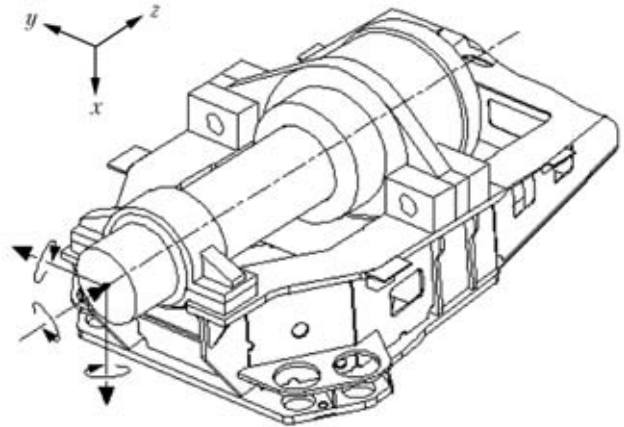


Рис. 3. Схема приложения нагрузок на приводном валу

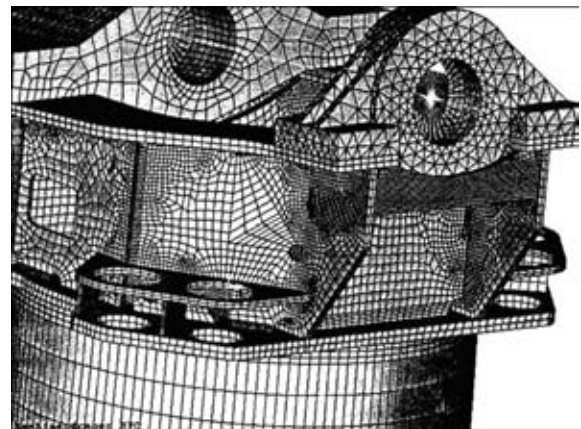


Рис. 4. Модель рамы ВЭУ для МКЭ

характеристикой нагруженности соответствующей i -й точки конкретного сварного шва от m -й составляющей спектра внешней нагрузки.

Кроме внешней нагрузки, в зоне сварных швов действуют остаточные сварочные напряжения σ_{res} . Принималось, что для термообрабатываемых сварных соединений средний по толщине уровень поперечных напряжений $\sigma_{res} \approx 0,2\sigma_T$, а для нетермо-

Таблица 3. Изменение нагрузок Q_j в зависимости от угла поворота вала α

α , град	$R_{j\alpha} = Q_{j\alpha} / Q_j^{\max}$					
	$j = 1$	$j = 2$	$j = 3$	$j = 4$	$j = 5$	$j = 6$
0	0,4	0	0,55	0	1,0	0,2
90	0,7	1,0	1,0	1,0	0	0,6
180	1,0	0	0,55	0	-1,0	1,0
270	0,7	-1,0	0,1	-1,0	0	0,6
$R_{j\alpha}^{\min}$	0,4	-1,0	0,1	-1,0	-1,0	0,2



Таблица 4. Величины $\bar{\sigma}_{xx\text{ in}}^{(j)} \cdot 10^3$ и $\bar{\sigma}_{xx\text{ out}}^{(j)} \cdot 10^3$ вдоль сварного соединения № 19 (оси y) при единичных нагрузках Q_j

i	$\bar{\sigma}_{xx\text{ in}}^{(j)} \cdot 10^3$, Па						$\bar{\sigma}_{xx\text{ out}}^{(j)} \cdot 10^3$, Па					
	$j = 1$	$j = 2$	$j = 3$	$j = 4$	$j = 5$	$j = 6$	$j = 1$	$j = 2$	$j = 3$	$j = 4$	$j = 5$	$j = 6$
1	8894	-2236	-5355	-624	-10770	12910	12790	-1462	-13080	-880	-12460	12660
2	7848	-2427	-3842	94	-10210	12480	12150	-1605	-12270	-174	-12130	12250
3	6639	-2458	-2515	472	-9206	11510	11180	-1620	-11320	197	-11270	11300
4	5459	-2395	-1430	618	-8056	10370	10090	-1549	-10350	335	-10170	10170
5	4404	-2285	-572	637	-6943	9269	9026	-1435	-9422	344	-9039	9082
6	3491	-2148	102	596	-5934	8290	8023	-1305	-8530	294	-7971	8110
7	2707	-1993	634	535	-5037	7430	7082	-1177	-7663	219	-6981	7259
8	2029	-1821	1056	473	-4236	6661	6187	-1060	-6802	137	-6061	6507
9	1441	-1630	1389	420	-3513	5956	5318	-962	-5929	56	-5197	5831
10	929	-1415	1642	380	-2853	5290	4459	-889	-5027	-23	-4376	5213
11	494	-1169	1811	355	-2245	4647	3590	-848	-4076	-104	-3587	4644
12	139	-888	1885	338	-1686	4012	2703	-838	-3068	-187	-2820	4117
13	-112	-542	1822	347	-1174	3369	1776	-876	-1976	-289	-2065	3636
14	-305	-151	1702	339	-686	2720	821	-886	-799	-371	-1316	3173
15	460	625	4	662	-530	1907	1	-1193	99	-669	-690	2900
16	1557	1304	-2375	254	-320	1112	-1152	-779	1557	-279	236	2278
17	-194	778	126	-426	573	982	-1119	-557	1049	-717	680	1642
18	-1439	425	1726	-765	1300	642	-928	-254	405	-1163	1012	1050
19	-1960	383	2078	-1164	1886	185	-895	31	-83	-1514	1449	440
20	-2438	439	2357	-1473	2490	-360	-1031	285	-320	-1796	1956	-198
21	-2998	572	2718	-1605	3186	-1066	-1500	486	-94	-1921	2628	-925

обрабатываемых соединений он примерно равен $0,5\sigma_T$.

При оценке допустимых размеров непроплавления $2a$ делается ряд допущений:

непроплавнение представляет собой плоскую трещину шириной $2a$ и длиной $l \gg a$;

нормаль к плоскости трещины совпадает с направлением действия поперечных напряжений σ_{qq} ;

напряжения σ_{qq} изменяются плавно вдоль сварного шва, поэтому в зоне i -й точки можно принять $P_{im}^{(\alpha)}$ и $M_{im}^{(\alpha)}$ постоянными;

в процессе эксплуатационного нагружения рассматриваемая «трещина» растет только за счет увеличения размеров $2a$;

к концу заданного срока эксплуатации $N = 2 \cdot 10^6$ циклов размеры $2a$ не должны превышать значений $2a_{st}$, значения которых определяются из условий сохранения статического равновесия трещины при квазистатическом приложении экстремальных нагрузок.

Рассмотрим определение критических значений $2a_{st}$.

С учетом хрупковязкого поведения материала в вершине «трещины» для определения критических размеров $2a_{st}$ используется известная процедура R6 [1], рекомендуемая также в [6].

В этом случае величина $2a_{st}$ определяется из решения нелинейного уравнения

$$K_r = (1 - 0,14L_r^2) [0,3 + 0,7 \exp(-0,6L_r^6)],$$

$$K_r = 0 \begin{cases} \text{при } L_r \leq L_{r \max} \\ \text{при } L_r > L_{r \max} \end{cases} \quad (3)$$

где $L_r = \sigma_{\text{net}} / \sigma_{0,2}$; σ_{net} — эффективное напряжение в нетто-сечении, при котором возможен пластический коллапс; $\sigma_{0,2}$ — расчетное значение

предела текучести материала, равное $\sigma_{0,2}^{\text{нор}} / \gamma_M$; $\sigma_{0,2}^{\text{нор}}$ — нормированное значение предела текучести материала; γ_M — коэффициент безопасности;

$L_{r \max} = \frac{\sigma_{0,2}^{\text{нор}} + \sigma_B^{\text{нор}}}{2\sigma_{0,2}^{\text{нор}}}$; $\sigma_B^{\text{нор}}$ — нормированное значение

временного сопротивления материала; $K_r = K_I / K_c$, где K_I — максимальное значение коэффициента интенсивности напряжений; K_c — расчетное значение критической величины K_I , равное $K_c^{\text{нор}} / \gamma_M$; $K_c^{\text{нор}}$ — нормированное значение K_c для данного материала.

Для рассмотренных соединений (см. рис. 1) величины $\sigma_{\text{net}, i}$ и $K_{I, i}$ можно определить в точке i вдоль сварного шва через номинальные значения усилий P_i и моментов M_i , соответствующие экстремальным нагрузкам по табл. 1, либо по первой строчке $m = 1$ спектра нагрузок по табл. 5, но при различных α , по зависимостям [5]

$$\sigma_{\text{net}, i} = \frac{P_i}{W - 2a_{st}^{(i)}} + \frac{6|M_i|}{W^3 - (2a_{st}^{(i)})^3} W, \quad (4)$$

$$K_{I, i} = \left(\frac{P_i}{\delta} + \sigma_{\text{res}} \right) B_i \sqrt{\pi a_{st}^{(i)} \sec \frac{\pi a_{st}^{(i)}}{W}} + \frac{3|M_i| a_{st}^{(i)} D_i}{4 \left[\left(\frac{W}{2} \right)^3 - (a_{st}^{(i)})^3 \right]} \sqrt{\pi a_{st}^{(i)} \left(1 - \frac{2a_{st}^{(i)}}{W} \right)}, \quad (5)$$



$$B_i = \frac{A_1 + A_2 a_{st}^{(i)}/W}{1 + 2h/\delta},$$

$$A_1 = 0,528 + 3,287 \frac{h}{\delta} - 4,361 \left(\frac{h}{\delta}\right)^2 + 3,696 \left(\frac{h}{\delta}\right)^3 - 1,875 \left(\frac{h}{\delta}\right)^4 + 0,415 \left(\frac{h}{\delta}\right)^5,$$

$$A_2 = 0,218 + 2,717 \frac{h}{\delta} - 10,171 \left(\frac{h}{\delta}\right)^2 + 13,122 \left(\frac{h}{\delta}\right)^3 - 7,755 \left(\frac{h}{\delta}\right)^4 + 1,783 \left(\frac{h}{\delta}\right)^5,$$

$$D_i = \left[1 + \frac{a_{st}^{(i)}}{W} + \frac{3}{2} \left(\frac{a_{st}^{(i)}}{W}\right)^2 - \frac{11}{2} \left(\frac{a_{st}^{(i)}}{W}\right)^3 + 0,464 \left(\frac{a_{st}^{(i)}}{W}\right)^4 \right];$$

$W = \delta + 2h$ (h определяется по рис. 1).

Расчеты $2a_{st}$ были выполнены для всех соединений при указанных экстремальных нагрузках по табл. 1 и для четырех значений α и нагрузках $m = 1$ по табл. 5. Из восьми вариантов значений $2a_{st}$ выбиралось наименьшее.

В табл. 6 приведены значения $2a_{st}$ для сварного соединения № 19 ($\delta = 50$ мм, $h = 4$ мм). При получении этих данных принималось, что $\sigma_{0,2}^{nop} = 300$ МПа, $\sigma_B^{nop} = 480$ МПа, $K_c^{nop} = 1400$ МПа·мм^{1/2}, $\gamma_M = 1,4$ по [5], как для наиболее сложных ситуаций. Кроме того, принималось ограничение

$$2a_{st} < 0,8W. \quad (6)$$

Видно, что в табл. 6 для зоны $y \geq 1062$ мм значения $2a_{st}$ определены по уравнению (6).

Рассмотрим алгоритм роста трещины-непроявления. Скорость роста рассматриваемого дефекта в i -й точке вдоль сварного соединения определяется при допущении, что всегда имеет место спектр нагрузок по табл. 5.

Следовательно, если вся долговечность разбивается на K этапов прослеживания развития трещины, то на одном этапе количество циклов для m -й составляющей будет $\Delta N_m/K$, где ΔN_m определяется по табл. 5. Тогда скорость от m -й составляющей спектра роста за цикл в i -й зоне сварного шва по [5] имеет вид

$$v_m^{(i)} = \left(\frac{da^{(i)}}{dN}\right)_m = \frac{C_0 \Delta K_{Iim}}{(1 - R_{im}) - \frac{\Delta K_{Iim}}{K_c}} \text{ при } \Delta K_{Iim} \geq \Delta K_{thim}, \quad (7)$$

$$v_m^{(i)} = 0 \text{ при } \Delta K_{Iim} < \Delta K_{thim}, \quad (8)$$

где $C_0 = 5 \cdot 10^{-13}$, $n = 3,0$ при ΔK_{Iim} в МПа·мм^{1/2}, $\Delta K_{Iim} = K_{Iim}^{max} - K_{Iim}^{min}$; $R_{im} = K_{Iim}^{min}/K_{Iim}^{max}$, ΔK_{thim} – расчетное пороговое значение ΔK_{thim} , определяемое в виде $\Delta K_{thim} = \Delta K_{thim}^{(0)}/\gamma_M$; $\Delta K_{thim}^{(0)} = 190 \dots 144 R_{im}$, но не менее 62 МПа·мм^{1/2} по [5, с. 100].

При вычислении K_{Iim}^{max} и K_{Iim}^{min} использовались зависимости (5), т.е. определялись K_{Iim} для

Таблица 5. Значения ΔQ_j в сформированном спектре нагрузок в зависимости от ΔN

m	lg ΔN	ΔN	j = 1	j = 2	j = 3	j = 4	j = 5	j = 6
			F _x , кН	F _y , кН	F _z , кН	M _x , кН·м	M _y , кН·м	M _z , кН·м
1	0	1	271,8	304,8	304,7	4694	4556	1788
2	1	10	271,8	304,8	252,5	4690	4556	1328
3	2	100	268	304,8	207,2	4600	4556	1296
4	2,5	316	267	304,8	205,6	4570	4556	1270
5	3	1000	266	304,8	204,1	4553	4556	1269
6	3,5	3162	264	304,8	202,9	4506	4556	1198
7	4	10000	262	274,3	201,7	4107	4214	1144
8	4,25	17780	258	259,1	200,4	3943	4009	1090
9	4,5	31620	248	243,8	199,2	3755	3826	1037
10	4,75	56230	220	222,5	198	3567	3645	1010
11	5	100000	217	198,1	195	3380	3417	983
12	5,25	177830	190	183	186	3192	3257	930
13	5,5	316230	177	164,6	176,7	3000	3007	894
14	5,75	562340	163	152,4	170,6	2816	2825	822
15	6	1000000	149	140,2	158,4	2582	2597	778
16	6,25	1778280	129	128	143,2	2394	2392	715
17	6,5	3162280	115	114,3	128	2159	2164	681
18	6,75	5623410	103	99,1	115,3	2018	2005	590
19	7	10000000	97	91,4	97,5	1784	1822	536
20	7,25	17783000	81,5	79,2	82,3	1596	1595	492
21	7,5	31624000	68	67,6	70,1	1338	1367	393
22	7,75	56234000	58	54,8	54,8	1126	1113	358
23	8	100000000	47	45,7	42,6	938,8	911	304



Таблица 6. Расчетные значения $2a_{st}$ и $[2a^{(i)}]$ для сварного соединения № 19 вдоль сварного шва

y , мм	$2a_{st}$, мм	$[2a^{(i)}]$, мм	y , мм	$2a_{st}$, мм	$[2a^{(i)}]$, мм
885,3	36,5	3,3	1062	46,4	11,9
910,6	36,8	3,6	1087	46,4	14,0
936	38,1	4,4	1112	46,4	16,3
961	39,8	5,6	1138	46,4	18,9
986	41,7	6,9	1163	46,4	22,0
1011	43,4	8,5	1188	46,4	25,0
1037	45,1	10,1	1390	46,4	23,1

четырёх положений вала, характеризующихся углом α . Из этих значений находили K_{Iim}^{max} и K_{Iim}^{min} . Если $K_{Iim}^{min} < 0$, то принималось K_{Iim}^{min} , поскольку в условиях сжатия трещина усталости практически не развивается, т.е. в этом случае $R_{im} = 0$.

Поскольку обычно на уровне $\Delta K_I = \Delta K_{th}$ для конструкционных сталей скорость роста трещины $v \approx 10^{-8}$ мм/цикл, что для базы долговечностей $N < 10^7$ циклов использование условия (8) не приводит к существенным погрешностям, то на базе $N = 2 \cdot 10^8$ циклов это условие лучше (консервативнее) записать в виде

$$v_m^{(i)} = 10^{-8} \text{ мм/цикл при } \Delta K_{Iim} < \Delta K_{thim}. \quad (8')$$

Полное приращение размера $\Delta a_k^{(i)}$ на k -м шаге прослеживания $k = 1, 2, \dots, K$

$$\Delta a_{ik} = \sum_{m=1}^{23} v_m^{(i)} \frac{\Delta N_m}{K} \quad (9)$$

соответственно

$$a_k^{(i)} = a_{k-1}^{(i)} + \Delta a_k^{(i)}, \quad (10)$$

если прослеживание ведется от заданных начальных $a_0^{(i)}$ размеров непроплавления.

The calculation algorithm for estimation of permissible lacks of penetration in welded joints under cyclic loading using a complex range of loads (forces and moments) on a base of $2 \cdot 10^8$ cycles is considered with respect to welded joints in frames of wind-driven power plants. The use is made of the experimental data on a range of amplitudes of six types of loads by Q_j ($j = 1, \dots, 6$), as well as the numerical solution for nominal membrane and bending stresses in the weld zone induced by single loads Q_j , according to which stresses in the HAZ induced by all loads at a given loading cycle are synthesised by superposition.

При этом должно соблюдаться неравенство $2a_k^{(i)} < 2a_{st}^{(i)}$.

Такая последовательность удобна при оценке допустимости конкретных размеров $2a$ выявленных дефектов. Если же ставится задача определить допустимые значения $[2a^{(i)}]$ при заданных условиях нагружения, когда можно вычислить $2a_{st}^{(i)}$, то удобнее процесс вести в обратном порядке $a_0^{(i)} = a_{st}^{(i)}$ соответственно $a_0^{(i)} = a_{st}^{(i)} - \Delta a_1^{(i)}$ и т.д. до $k = K$, т.е. в этом случае

$$[2a^{(i)}] = 2a_k^{(i)}. \quad (11)$$

Количество циклов прослеживания (интегрирования) K выбирается по правилам численного интегрирования.

Описанный алгоритм был применен для всех 60 сварных соединений рассматриваемой рамы ВЭУ.

Из табл. 6 видно, что $[2a^{(i)}]$ по длине сварного шва может изменяться в достаточно широких пределах. Наличие таких данных для всех сварных соединений рамы позволяет рационально построить ее ремонт спозиций сохранения размерной стабильности.

1. *Harrison R. P., Loosemore K., Milne J. et al.* Assessment of the integrity of structure containing defects // Report P/H R6. Rev 2 of Central Electricity Generating Board. — Bekerley, 1980. — 193 p.
2. *Harrison J. D.* Fracture mechanics developments related to the weld defect acceptance methods given in British standard PD 6493, Fract. and Fract. Mech.: case Stud // Proc. 2nd Mat. conf., Johannesburg, 27–27 Nov., 1984. — P. 195–207.
3. *Методика* расчета допустимых дефектов металла оборудования и трубопроводов во время эксплуатации АЭС. М-01-88. — М.: Научно-исследовательский и конструкторский институт энерготехники, 1986. — 32 с.
4. *МР-125-01-90.* Расчет коэффициентов интенсивности напряжений и коэффициентов ослабления сечений для дефектов в сварных соединениях. — Киев, 1990. — 56 с.
5. *Recommendations* for fatigue design of welded joints and components. — (Intern. Inst. of Welding). Doc. XIII [S.I.], [1996]. — 154 p.
6. *IIV Guidance* on assessment of the fitness for purpose of welded structures. IIV/IIS-SST-1157-90. — 322 p.

Поступила в редакцию 23.02.2005