

А. В. ЛАГЕРЕВ

**ЭРОЗИЯ
ПАРОВЫХ ТУРБИН:
ВЕРОЯТНОСТНЫЙ
ПОДХОД**

ТОМ III

**ПРЕДОТВРАЩЕНИЕ
ЭРОЗИИ ПАРОВЫХ ТУРБИН**

Москва
«Машиностроение – 1»
2006

ПРЕДИСЛОВИЕ К Т. 3

Третий том монографии посвящен созданию ряда эффективных пассивных методов предотвращения эрозионного повреждения основных конструктивных элементов проточных частей влажнопаровых турбинных ступеней. Он является продолжением первых двух томов, в которых выполнен вероятностно-статистический анализ результатов обследований эрозионного состояния эксплуатирующихся влажнопаровых турбин и разработана единая вероятностная теория эрозионного изнашивания их проточных частей.

В шестой главе разработана оптимальная стратегия планирования ремонта влажнопаровых турбин с заменой предельно изношенных рабочих лопаток, позволяющая максимально снизить величину экономических потерь от эксплуатации эродирующих турбинных ступеней при сохранении допустимого уровня их надежности.

В седьмой главе изложены научные основы и инженерные методы разработки ряда эффективных мероприятий пассивной противозэрозионной защиты – рациональное профилирование эродирующих конструктивных элементов, повышение эрозионной стойкости их поверхности путем нанесения эрозионно стойких защитных покрытий (накладок), а также модификацией свойств материала самих защищаемых конструкций или поверхностным упрочнением.

В восьмой главе предложена структура и принципы функционирования подсистемы технической диагностики и мониторинга эрозионного состояния рабочего облопачивания паровых турбин.

ГЛАВА 6

ОСНОВЫ ФОРМИРОВАНИЯ СТРАТЕГИИ РЕМОНТА ЭРОДИРУЮЩИХ ТУРБИННЫХ СТУПЕНЕЙ С ЗАМЕНОЙ ПРЕДЕЛЬНО ИЗНОШЕННЫХ РАБОЧИХ ЛОПАТОК

Теоретические основы проблемы замен эродированных рабочих лопаток как средства повышения показателей надежности и экономичности влажнопаровых турбин в настоящее время разработаны еще недостаточно. Это относится к установлению критериев достижения предельной степени эрозионного износа и момента удаления рабочей лопатки, которое следует рассматривать как частную сторону ключевой для современного этапа развития энергетики задачи совершенствования системы критериев предельных состояний основных конструктивных элементов энергоустановок на стадии исчерпания ресурса [124]. В [259] в качестве критерия без обоснования предложено использование факта выхода границы зоны эрозии за пределы стеллитовой защиты, а в [144] – выхода низших частот собственных колебаний рабочих лопаток за пределы допустимых по условию вибрационной надежности ступени интервалов. Отсутствуют методы анализа экономических аспектов исчерпания ресурса и организации восстановления рабочих лопаток, в частности, прогнозирования кинетики показателей экономичности с разработкой графика сроков и объема замен лопаток, а также оценки экономической эффективности различных стратегий замен изношенных рабочих лопаток. Известные к настоящему моменту времени исследования по проблеме кинетики показателей экономичности влажнопаровых

турбинных ступеней [245, 258] основаны на детерминистском подходе к описанию процессов эрозионного изнашивания. В результате, на практике решение об удалении той или иной лопатки принимается волевым путем, либо выполняется одновременное перелопачивание всего рабочего колеса.

Основная цель, на достижение которой направлены представленные ниже расчетные методики формирования рациональной стратегии ремонта рабочего лопаточного аппарата эродирующих влажнопаровых турбинных ступеней, заключается в максимально возможном снижении экономического ущерба от процессов эрозии рабочих лопаток [92]. В этом случае величину снижения ущерба по сравнению с результатами эксплуатации паровой турбины без замены предельно изношенных лопаток следует рассматривать как характеристику экономической эффективности данного мероприятия пассивной противоэрозионной защиты влажнопаровых проточных частей турбомашин.

6.1. Вероятностная оценка экономической эффективности и кинетики показателей экономичности турбинных ступеней при известной стратегии замен рабочих лопаток

Выполнение замен эродированных рабочих лопаток приводит к существенному искажению формы кинетических кривых показателей экономичности влажнопаровых турбинных ступеней и удельных экономических потерь от эрозии отдельных лопаток по сравнению с кинетическими кривыми в гл. 4.

Выполним сравнительный анализ качественных особенностей изменения во времени показателей экономичности от-

дельной влажнопаровой турбинной ступени при двух вариантах ее эксплуатации:

- вариант **А** (базовый) - замена изношенных рабочих лопаток не выполняется;
- вариант **Б** (альтернативный) - на протяжении срока эксплуатации паровой турбины τ_p предусмотрена многократная замена эродированных рабочих лопаток.

Качественная картина изменения показателей на примере одной выборочной кинетической кривой показана на рис. 153.

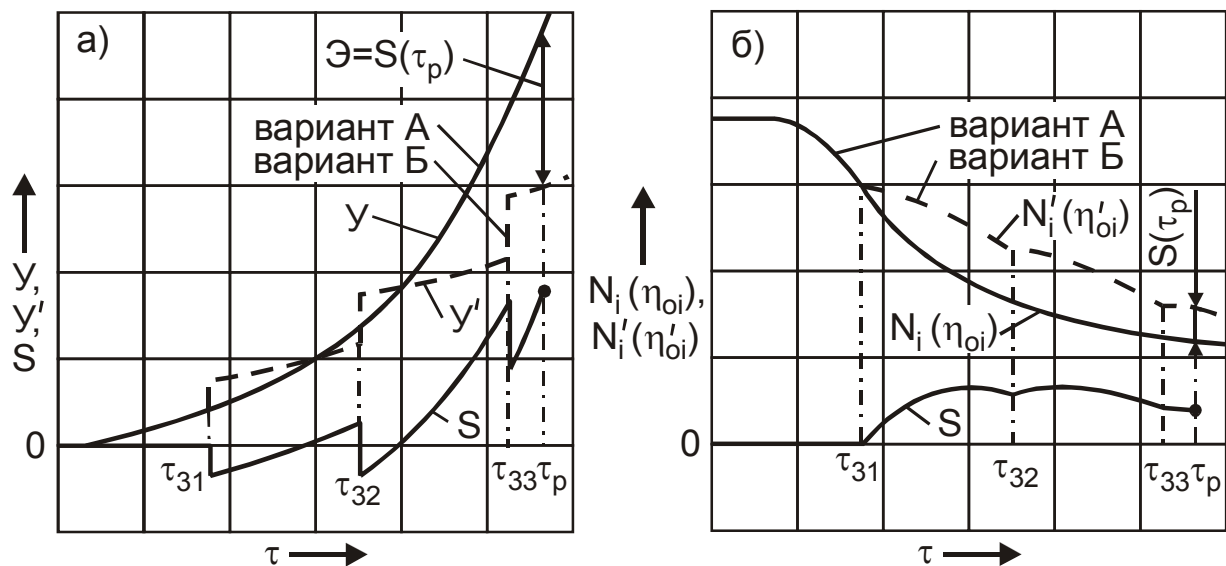


Рис. 153. Кинетика показателей экономичности турбинной ступени: а - суммарные экономические потери; б - мощность (коэффициент полезного действия)

До момента первой замены τ_{31} кинетические кривые по обоим вариантам совпадают. Однако в момент τ_{31} величина экономических потерь влажнопаровой ступени скачкообразно возрастает на величину единовременных ремонтных затрат

$$\Delta y_1 = n_{H1} \Delta y_H + n_{e1} \Delta y_e ,$$

а скорость падения мощности и коэффициента полезного действия ступени скачкообразно уменьшаются на величину

$$\Delta \dot{N}_i(\tau_{31}) \approx \frac{1}{z_2} (n_{H1} + n_{B1}) \dot{N}_i(\tau_{31});$$

$$\Delta \dot{\eta}_{oi}(\tau_{31}) \approx \frac{1}{z_2} (n_{H1} + n_{B1}) \dot{\eta}_{oi}(\tau_{31}),$$

где n_{H1}, n_{B1} - число замененных рабочих лопаток; $\Delta y_H, \Delta y_B$ - удельные единовременные затраты, отнесенные к одной заменяемой рабочей лопатке; индекс «H» относится к новой, а «B» - к восстановленной лопатке.

После замены рабочих лопаток скорость изменения показателей экономичности оказывается ниже, чем в тот же период времени в ступени по базовому варианту **A**. Подобное явление характерно и для всех последующих моментов τ_{3k} . Оно обусловлено следующим. В процессе замены из турбинной ступени убираются наиболее изношенные рабочие лопатки, обладающие наименьшей индивидуальной эрозионной стойкостью по сравнению с другими лопатками рабочего колеса и вносящие наибольший вклад в величину экономических потерь. Вновь поставленные рабочие лопатки сначала вообще не вносят свой вклад в изменение показателей экономичности, находясь в инкубационном периоде эрозионного изнашивания. В дальнейшем их вклад оказывается ниже по сравнению с замененными лопатками, так как новые лопатки имеют различную эрозионную стойкость, а стойкость их группы в целом в среднем выше, чем у группы изношенных лопаток. Индивидуальные уровни эрозионной стойкости вновь поставленных рабочих лопаток неизвестны до начала эксплуатации, вследствие чего случайное их сочетание является еще одним фактором (в дополнение к перечисленным в гл. 1), который обуславливает существование вероятностных семейств кинетических кривых показателей экономичности влажнопаровых турбинных ступе-

ней и вызывает своеобразное цепное ветвление выборочных кинетических кривых в моменты времени ремонта ступени путем распада каждой I -й исходной кривой на дополнительное вероятностное подсемейство (рис. 154).

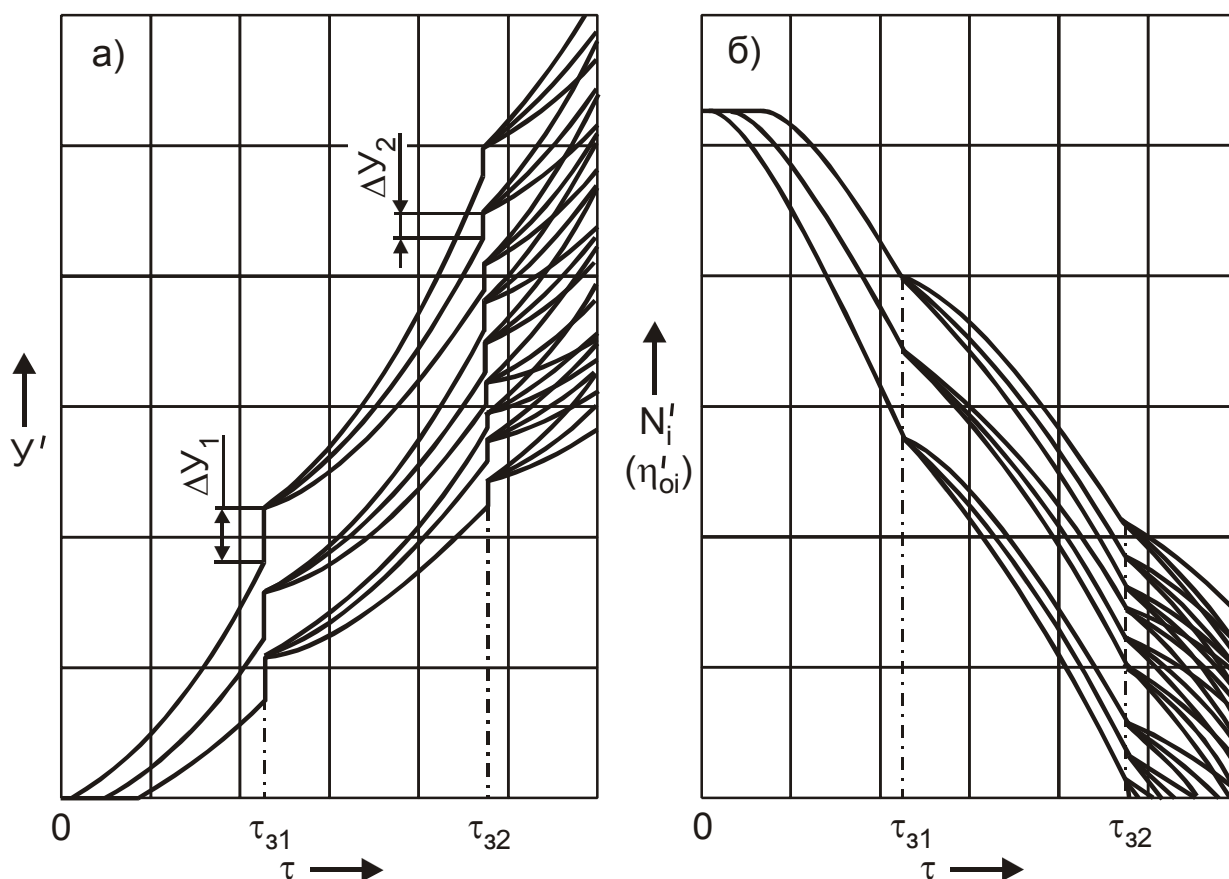


Рис. 154. Семейство кинетических кривых показателей экономичности турбинной ступени при двукратной замене рабочих лопаток: а - суммарные экономические потери; б - мощность (коэффициент полезного действия)

После каждой замены рабочих лопаток количественные характеристики распределений показателей экономичности определяются случайным сочетанием уровней эрозионной стойкости не только первоначально установленных лопаток, но и установленных в процессе всех предшествующих ремонтов влажнопаровой турбинной ступени. В отличие от случая эксплуатации ступеней без замены рабочих лопаток, их оценка

возможна лишь в результате прямого математического моделирования вероятностного семейства кинетических кривых путем построения совокупности достаточно большого числа выборочных кривых на основе метода Монте-Карло. Блок-схема данного алгоритма приведена на рис. 155.

В процессе подготовки исходной информации (блок 1 на рис. 155) необходима оценка количественных характеристик вероятностного семейства кинетических кривых длин зон эрозии на поверхности рабочих лопаток, определение коэффициентов b_1 , b_2 и l_0 в зависимости (4.55), коэффициентов a_1 и a_2 в зависимости (4.56) и задание стратегии ремонта эродирующей турбинной ступени: числа замен m , моментов времени их выполнения τ_{zk} , а также количества n_k заменяемых рабочих лопаток в процессе каждого k -го ремонта.

Построение l -й выборочной кинетической кривой $y'_l(\tau)$ в соответствии с зависимостью (4.69) требует организации циклических повторений вычисления функции y' для ряда моментов времени τ_j , распределенных на интервале $\tau \in [0; \tau_p]$ с шагом $\Delta\tau$. Для каждого момента τ_j интегрирования функции y' необходима организация повторений вычислений по всем рабочим лопаткам ступени с определением:

- времени наработки n -й лопатки к исходному моменту τ_j (блок 6 на рис. 155)

$$\Delta\tau_{jn} = \tau_j - (\tau_{zk})_n ,$$

где $(\tau_{zk})_n$ - момент времени проведения k -го ремонта, в процессе которого заменялась n -я рабочая лопатка;

- величины удельных экономических потерь к моменту τ_j от эксплуатации n -й рабочей лопатки $y'_n(\tau_j)$ и ее вклада в падение мощности ступени $\Delta n_{эн}(\tau_j)$ (блок 7 на рис. 155).

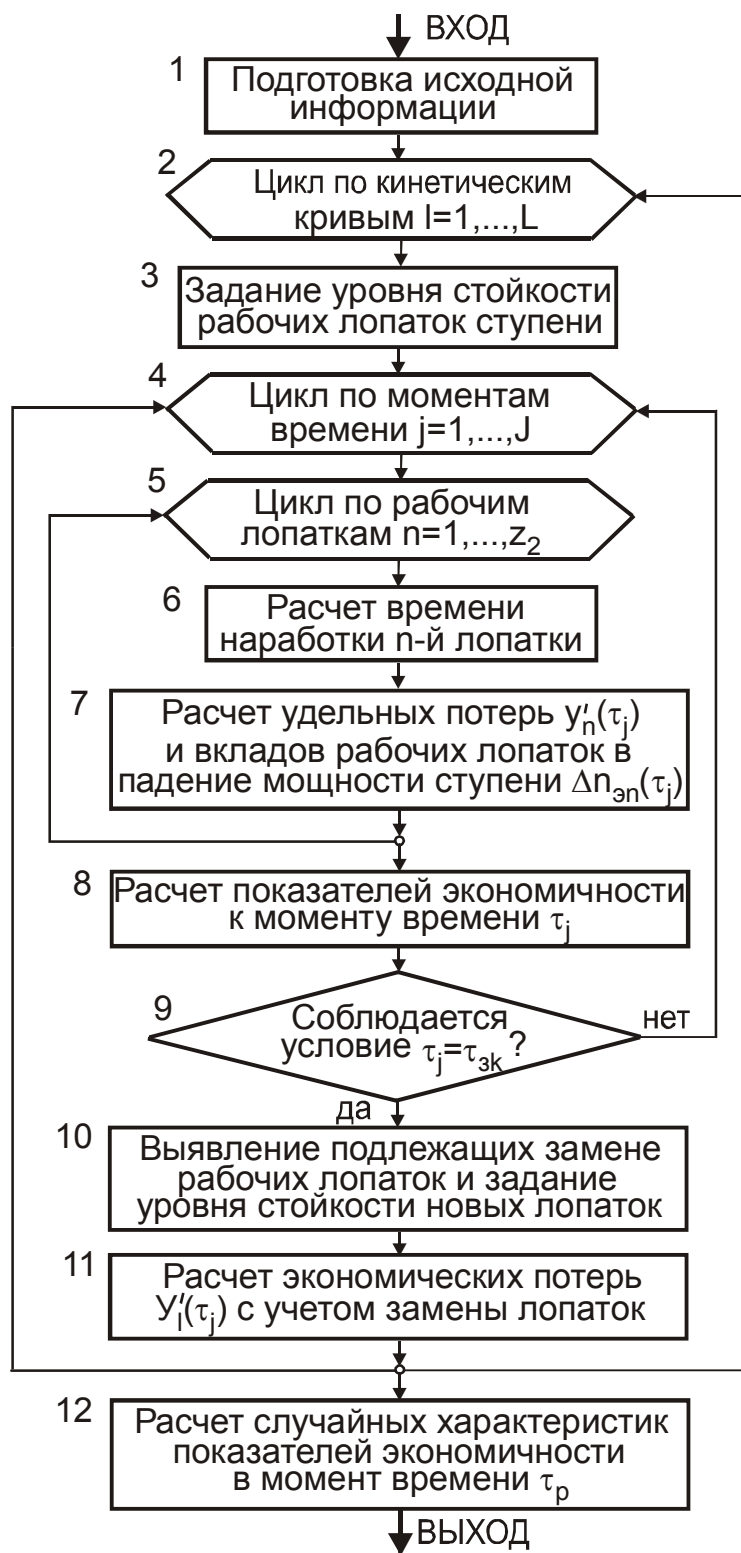


Рис. 155. Блок-схема моделирования вероятностного семейства кинетических кривых показателей экономичности влажнопаровых турбинных ступеней с заменой рабочих лопаток

Аналогично зависимости (4.69) величина потерь определяется интегрированием функции y'_n исправленным методом Эйлера

$$y'_n(\tau_j) = y'_n(\tau_{j-1}) + 0,5\Delta\tau [y'(\Delta\tau_{jn}) + y'(\Delta\tau_{jn} - \Delta\tau)]$$

с условием

$$y' = 0 \quad \text{при} \quad \Delta\tau_{jn} < 2\Delta\tau .$$

При совпадении момента времени τ_j с одним из назначенных моментов замен рабочих лопаток (блок 9 на рис. 155) необходим учет влияния на процесс снижения экономичности ступени удаления n_k изношенных лопаток и установки новых. В числе рабочих лопаток, подлежащих замене согласно стратегии ремонта, исключаются из дальнейшего рассмотрения лопатки с наименьшей индивидуальной эрозионной стойкостью (блок 10 на рис. 155). Для вновь установленных лопаток случайным образом задается их уровень стойкости. Величина экономических потерь турбинной ступени с учетом затрат по изготовлению и установке новых рабочих лопаток рассчитывается по зависимости (блок 11 на рис. 155)

$$y'_I(\tau_j + 0) = y'_I(\tau_j - 0) + n_{нк} \Delta y_n + n_{ек} \Delta y_e .$$

Соотношение между числом новых $n_{нк}$ и восстановленных $n_{ек}$ рабочих лопаток определяется не только требуемым числом заменяемых лопаток, но и технологией восстановления эксплуатационных свойств эродированных лопаток. При этом возможны следующие варианты:

- изношенные рабочие лопатки не восстанавливаются, т.е.

$$n_{нк} = n_k, \quad n_{ек} = 0;$$

- изношенные рабочие лопатки восстанавливаются в период между двумя последовательными ремонтами турбинной ступени, т.е.

$$n_{ек} = n_k, n_{нк} = 0 \quad \text{при } n_{k-1} \geq n_k$$

или

$$n_{ек} = n_{k-1}, n_{нк} = n_k - n_{ек} \quad \text{при } n_{k-1} < n_k;$$

• изношенные рабочие лопатки восстанавливаются непосредственно в процессе выполнения ремонта, т.е.

$$n_{ек} = n_k, n_{нк} = 0.$$

Наиболее экономически затратным является первый вариант, при котором требуется изготовление максимального числа новых (резервных) лопаток. Третий вариант наиболее благоприятен: при равном числе заменяемых рабочих лопаток он в 2...5 раз более экономичен, чем первый вариант.

По построенной совокупности выборочных кривых для любого фиксированного момента времени может быть выполнена приближенная оценка количественных характеристик случайного распределения величин показателей экономичности влажнопаровой турбинной ступени в соответствии с зависимостями математической статистики, а также выявлен с помощью статистических критериев согласия возможный закон их распределения (блок 12 на рис. 155).

Вид функции и характеристики распределения показателей экономичности определяются как количественными параметрами процесса эрозии лопаток конкретной влажнопаровой ступени, так и принятой стратегией замен эродированных рабочих лопаток. До момента первой замены они соответствуют зависимостям, представленным ранее в гл. 4. Однако уже после первой замены части изношенных рабочих лопаток путем неслучайного исключения выборки из n_1 наиболее эродированных лопаток минимальной стойкости законы распределений показателей экономичности могут заметно отклоняться от исходного вида. Степень отклонения пропорциональна числу за-

мененных лопаток. Непосредственно за моментом времени τ_{zk} оно проявляется сильнее, а затем по мере эксплуатации турбинной ступени уменьшается. Основой для подобного заключения служит центральная предельная теорема А.М.Ляпунова, представленная в форме зависимости (4.65). В первом приближении допустимо считать, что к моменту окончания эксплуатации паровой турбины законы распределений показателей экономичности влажнопаровых ступеней приближаются к нормальным с количественными характеристиками, найденными в соответствии с алгоритмом на рис. 155 для момента времени $\tau_j = \tau_p$. Это допущение тем корректнее, чем больше промежуток времени между моментом последнего ремонта и окончанием срока службы турбины.

Экономическая эффективность замены эродированных рабочих лопаток может быть определена путем сравнения величины экономических потерь, достигнутых к некоторому моменту времени после начала работы паровой турбины для одной и той же влажнопаровой ступени, сначала в предположении об эксплуатации турбины без замены изношенных лопаток, а затем - с учетом выбранной стратегии ремонта. Вне зависимости от наличия или отсутствия замен эксплуатация ступени будет неизбежно происходить с монотонно возрастающими во времени экономическими потерями. Однако правильно выбранная стратегия ремонта позволяет снизить экономические потери от эрозионного изнашивания турбинной ступени. Это снижение и следует рассматривать в качестве экономического эффекта \mathcal{E} от мероприятия по замене чрезмерно эродированных лопаток. Количественно оценить величину \mathcal{E} целесообразно по результатам эксплуатации турбины в течение всего срока ее работы τ_p , что составит:

$$\mathfrak{E} = \mathbf{y}(\tau_p) - \mathbf{y}'(\tau_p). \quad (6.1)$$

Величина экономического эффекта от замены рабочих лопаток, достигаемая к произвольному моменту времени в интервале $\tau \in (0; \tau_p)$ может быть оценена по зависимости, аналогичной (6.1):

$$\mathbf{S}(\tau) = \mathbf{y}(\tau) - \mathbf{y}'(\tau). \quad (6.2)$$

В рамках детерминистского подхода к прогнозированию кинетики потерь в эродирующей ступени выражение для оценки величины экономического эффекта может быть получено в аналитическом виде

$$\begin{aligned} \mathbf{S}(0 < \tau < \tau_{31}) &= 0; \\ \mathbf{S}(\tau_{31} < \tau < \tau_{32}) &= \mathbf{z}_2 \mathbf{y}(\tau_{31}) - (\mathbf{z}_2 - \mathbf{n}_1)[\mathbf{y}(\tau_{32}) - \mathbf{y}(\tau_{31})] - \\ &\quad - \mathbf{n}_1 \mathbf{y}(\tau - \tau_{31}) - \mathbf{n}_1 \Delta \mathbf{y}_1; \end{aligned} \quad (6.3)$$

$$\begin{aligned} \mathbf{S}(\tau_{32} < \tau < \tau_{33}) &= \mathbf{z}_2 \mathbf{y}(\tau_{31}) - (\mathbf{z}_2 - \mathbf{n}_1)[\mathbf{y}(\tau_{32} - \tau_{31}) - \mathbf{n}_1 \mathbf{y}(\tau_{32} - \tau_{31})] - \\ &\quad - (\mathbf{z}_2 - \mathbf{n}_1 - \mathbf{n}_2)[\mathbf{y}(\tau) - \mathbf{y}(\tau_{32})] - \mathbf{n}_1 [\mathbf{y}(\tau) - \mathbf{y}(\tau_{32})] - \\ &\quad - \mathbf{n}_2 \mathbf{y}(\tau - \tau_{32}) - \mathbf{n}_1 \Delta \mathbf{y}_1 - \mathbf{n}_2 \Delta \mathbf{y}_2; \end{aligned}$$

....

$$\begin{aligned} \mathbf{S}(\tau_p) = \mathfrak{E} &= \mathbf{z}_2 [\mathbf{y}(\tau_p) - \mathbf{y}(\tau_{31}) - \sum_{k=1}^{k=m} \{ \mathbf{n}_k \Delta \mathbf{y}_k + \mathbf{n}_k \mathbf{y}(\tau_p - \tau_{3k}) \} + \\ &\quad + \left(\mathbf{z}_2 - \sum_{i=1}^{i=k} \mathbf{n}_i \right) [\mathbf{y}(\tau_{3i+1}) - \mathbf{y}(\tau_{3i})] \}. \end{aligned} \quad (6.4)$$

Принципиальный недостаток детерминистского подхода - допущение об одновременности достижения всеми лопатками ступени предельной степени эрозионного износа, из-за чего число ремонтов турбинной ступени автоматически соответствует числу полных перелопачиваний рабочего колеса. Это оказывает влияние на количественную сторону результатов расчета \mathbf{S} или \mathfrak{E} и менее значительное - на их качественный характер.

Как следует из анализа зависимостей (6.2) и (6.3), величина S в течение срока службы влажнопаровой турбинной ступени подвержена скачкообразным изменениям, оказываясь в отдельные моменты времени отрицательной (рис. 153). Например, $S < 0$ характерно для моментов времени

$$\tau = \tau_{31} + d\tau \quad (\text{при } d\tau \rightarrow 0),$$

так как уже сделаны дополнительные вложения в изготовление и установку новых рабочих лопаток, а отдачи от эксплуатации турбинной ступени с новыми лопатками еще не получено. Наличие интервалов времени, в течение которых $S < 0$, ведет к снижению итоговой экономической эффективности ремонтных мероприятий.

В рамках вероятностного подхода к оценке экономической эффективности, заключающейся в определении закона и количественных характеристик распределения \mathcal{E} , следует учитывать две типичные ситуации:

- 1) прогнозирование величины экономического эффекта \mathcal{E} на стадии проектирования влажнопаровой ступени или до ввода турбины в эксплуатацию;
- 2) прогнозирование величины экономического эффекта \mathcal{E} конкретной турбинной ступени на стадии эксплуатации.

Первая ситуация является наиболее общей, так как при ее рассмотрении отсутствует предварительная информация об эрозионной стойкости рабочих лопаток рассматриваемой турбинной ступени и поэтому кинетика экономических потерь (рис. 156,а) в процессе дальнейшей эксплуатации должна характеризоваться вероятностными семействами кинетических кривых $Y(\tau)$ и $Y'(\tau > \tau_{31})$, построенными в соответствии с блок-схемой на рис. 155. Из известного свойства суммирования нескольких

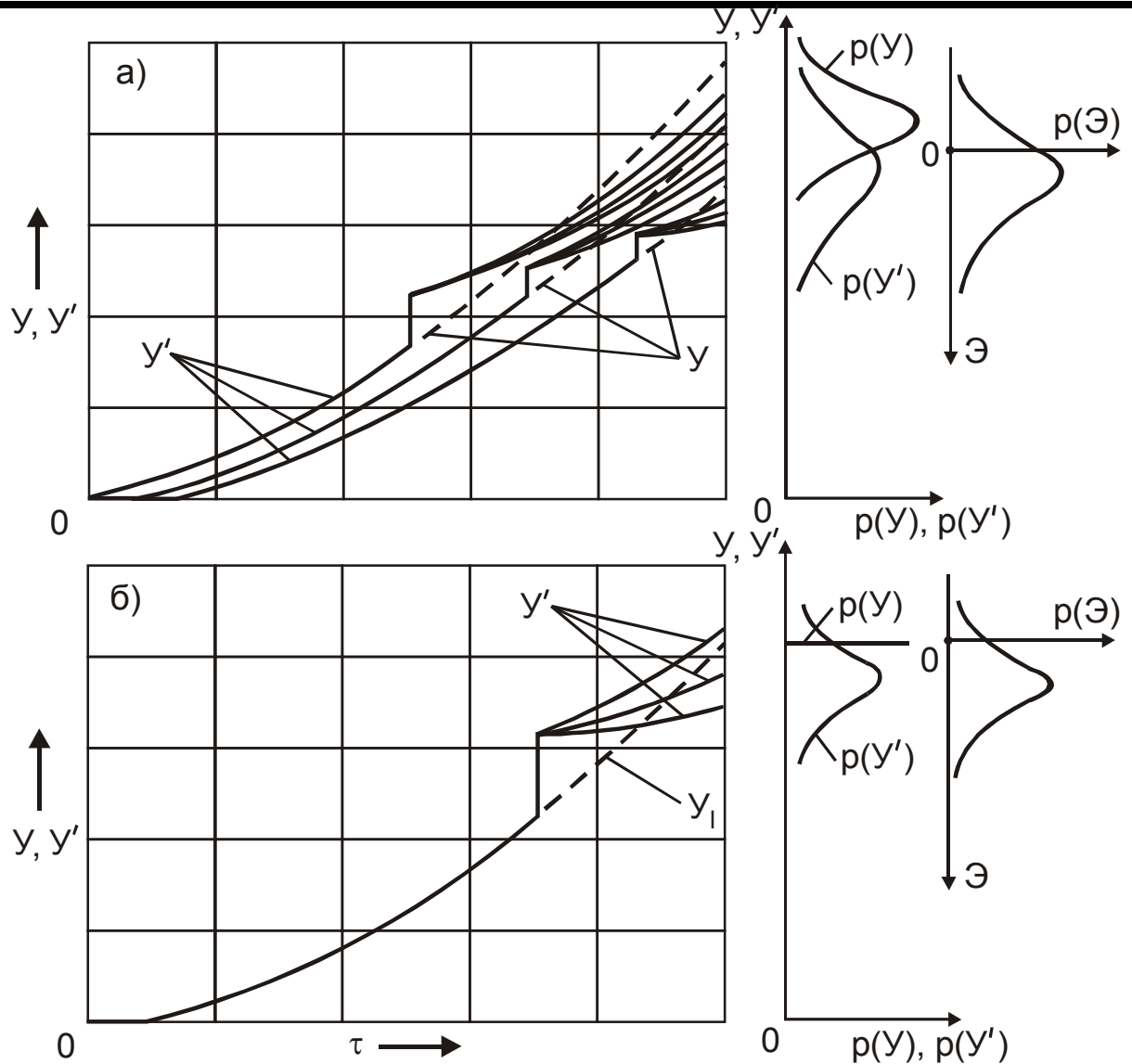


Рис. 156. Семейства кривых экономических потерь турбинной ступени с однократной заменой рабочих лопаток при неизвестном (а) и известном (б) сочетании уровней эрозионной стойкости лопаток

нормально распределенных величин вытекает, что экономическая эффективность ремонтов за весь срок эксплуатации влажнопаровой турбинной ступени также подчиняется нормальному закону распределения с математическим ожиданием

$$\bar{\Theta} = \bar{y}(\tau_p) - \bar{y}'(\tau_p)$$

и стандартным отклонением

$$S_{\Theta} = [S_y^2(\tau_p) + S_{y'}^2(\tau_p)]^{0,5}.$$

Отличительной особенностью второй ситуации является наличие информации об исходной эрозионной стойкости рабочих лопаток рассчитываемой турбинной ступени, получаемой, например, с помощью представленной в гл. 8 подсистемы оперативной технической диагностики эрозионного состояния лопаточного аппарата турбинной ступени или по результатам его обследований в течение начального периода эксплуатации паровой турбины до момента первого ремонта. Это позволяет конкретной рассчитываемой ступени поставить в соответствие определенную выборочную реализацию $Y_I(\tau)$ семейства возможных кинетических кривых $Y(\tau)$ и преобразовать зависимость (6.1) для оценки величины экономической эффективности замен рабочих лопаток к виду

$$\mathfrak{E} = Y_I(\tau_p) - Y'(\tau_p).$$

В данной зависимости $Y_I(\tau_p)$ является фиксированной, а $Y'(\tau_p)$ - случайной величиной, причем вероятностное семейство кинетических кривых $Y'(\tau)$ существует лишь в интервале времени $\tau \in (\tau_{з1}; \tau_p)$, образуясь в момент первого ремонта турбинной ступени путем распада фиксированной кинетической кривой $Y_I(\tau_p)$ (рис. 156,б). Величина экономической эффективности является случайной величиной, подчиняющейся нормальному закону распределения с математическим ожиданием

$$\bar{\mathfrak{E}} = Y_I(\tau_p) - \bar{Y}'(\tau_p)$$

и стандартным отклонением

$$S_{\mathfrak{E}} = S_{Y'}(\tau_p).$$

Величина экономического эффекта от выбранной стратегии ремонта влажнопаровой турбинной ступени случайным образом может принимать значения в интервале $\mathfrak{E} \in (-\infty; \infty)$. В зависимости от конкретных значений параметров распределе-

ния величины \mathfrak{E} возможны три типичных положения графика плотности вероятности $p(\mathfrak{E})$ относительно оси ординат $\mathfrak{E} = 0$:

- $\bar{\mathfrak{E}} > (3...5)S_{\mathfrak{E}}$;
- $\bar{\mathfrak{E}} \in (-2...2)S_{\mathfrak{E}}$;
- $\bar{\mathfrak{E}} < (-5...-3)S_{\mathfrak{E}}$.

В первом случае от выбранной стратегии замен следует ожидать гарантированного, с вероятностью практически равной 100 % положительного экономического эффекта. Как противоположность, в третьем случае замена рабочих лопаток будет гарантированно убыточным мероприятием. Второй случай - промежуточный между двумя крайними. Для него характерна как возможность получения в отдельных конкретных турбинных ступенях положительного эффекта, так и существование определенного риска получения экономического ущерба. Степень риска, т.е. вероятность получения экономического ущерба вместо ожидаемого экономического эффекта, составляет

$$P_R = \int_{-\infty}^0 p(\mathfrak{E}) d\mathfrak{E}.$$

Как показывает анализ рис. 153, 156 и зависимостей (6.3), величина эффекта существенно зависит от величины удельных единовременных затрат Δy . При одинаковой стратегии замен рабочих лопаток меньшие Δy обуславливают меньшие потери $Y'(\tau)$ и больший экономический эффект. С этой точки зрения предпочтительным является использование более дешевых восстановленных лопаток. При заданной стратегии замен рабочих лопаток условием получения положительного эффекта является не превышение удельными единовременными затратами некоторого предельного значения $(\Delta y)_n$. В рамках детерминистского подхода к прогнозированию кинетики

потерь во влажнопаровой турбинной ступени выражение для $(\Delta y)_n$ может быть получено в аналитическом виде. Согласно зависимости (6.4) оно определяется решением уравнения

$$(\Delta y)_n = \frac{1}{\sum_{k=1}^{k=m} n_k} \left\langle z_2 [y(\tau_p) - y(\tau_{z1})] - \sum_{k=1}^{k=m} \{n_k y(\tau_p - \tau_{zk}) + \left(z_2 - \sum_{i=1}^{i=k} n_i \right) [y(\tau_{z i+1}) - y(\tau_{zi})] \} \right\rangle$$

и зависит от интенсивности эрозионного изнашивания (функции y), числа и сроков ремонта, но не зависит от количества заменяемых рабочих лопаток n_k .

Представление о качественных особенностях зависимости порогового значения $(\Delta y)_n$ от перечисленных факторов дает рис. 157, построенный на примере эксплуатации последней ступени цилиндра низкого давления турбины К-300-240 ХТГЗ на протяжении 10 лет. При расчетах моменты времени ремонтов влажнопаровой ступени τ_{zk} принимались равномерно распределенными на интервале y_p (как будет показано ниже, это обеспечивает достижение наибольшего экономического эффекта). Поэтому приведенные на рис. 157 данные следует рассматривать как верхнюю оценку $(\Delta y)_n$. С увеличением числа моментов замен рабочих лопаток и снижением интенсивности эрозионного изнашивания наблюдается сужение интервала допустимых удельных единовременных затрат, обеспечивающих получение положительного экономического эффекта. Имеется диапазон интенсивностей протекания эрозии, при которых замены лопаток недопустимы, так как затраты на изготовление запасных рабочих лопаток не обеспечиваются ожидаемым повышением показателей экономичности ступени.

Ширина диапазона зависит от стоимости запасных лопаток, уменьшаясь пропорционально ее снижению. Его нижний предел удобно рассматривать как естественную границу между зоной эрозии приемлемой для данной турбинной ступени интенсивности и зоной опасной интенсивности эрозионного изнашивания, при эксплуатации в которой необходима разработка развитой системы активных и пассивных мероприятий защиты лопаточного аппарата. В частности, для рассматриваемой паровой турбины граница выражается кривой

$$y \approx 3,3\tau^3.$$

Присущая этой турбине интенсивность износа, характеризующаяся функцией $y = 5\tau^3$, велика и при ее эксплуатации допустимо выполнение значительного числа ремонтов турбинной ступени - до 10 раз.

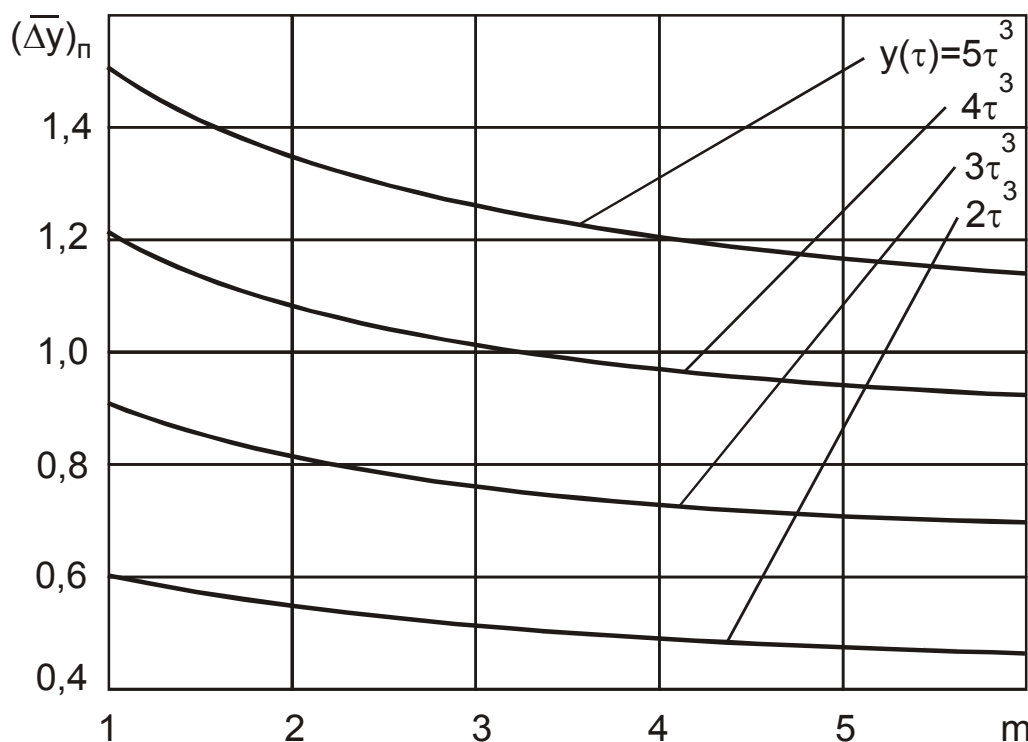


Рис. 157. Относительная пороговая величина удельных единовременных затрат (по отношению к стоимости новой лопатки) для турбины К-300 ХТГЗ

6.2. Планирование стратегии замен эродированных рабочих лопаток

Планирование стратегии ремонтов эродирующих влажно-паровых турбинных ступеней заключается в определении числа и моментов времени их проведения, а также необходимого количества заменяемых при каждом ремонте рабочих лопаток. Его целесообразно проводить как перед вводом паровой турбины в эксплуатацию, так и для эксплуатирующейся турбины. В первом случае оно базируется на долговременном (в течение всего срока τ_p) вероятностном прогнозе процесса достижения лопатками предельно допустимых значений эрозионного износа с учетом ожидаемого распределения времени наработки турбины на различных режимах. Во втором случае оно выполняется в форме уточнения исходной стратегии замен эродированных рабочих лопаток и базируется на оперативном (на один или два ремонта вперед) вероятностном прогнозе остаточного ресурса лопаток с учетом присущего рассматриваемой паровой турбине распределения времени наработки на различных режимах.

В качестве экономического критерия для момента наступления срока замены $\tau_{зр}$ лопатки эрозионной стойкости p_u следует считать очевидное условие: ущерб от дальнейшего использования изношенной рабочей лопатки за оставшийся срок службы влажнопаровой турбинной ступени должен быть не меньше суммы экономических потерь от эрозии новой лопатки за тот же период и единовременных затрат Δy на ее изготовление или восстановление и установку:

$$y_{pu}(\tau_p) - y_{pu}(\tau_{зр}) = y_{pn}(\tau_p - \tau_{зр}) + \Delta y, \quad (6.5)$$

где y_{pu} , y_{pn} - удельные потери для изношенной и новой лопаток.

Необходимость учета обусловленного эрозией чрезмерного снижения показателей надежности турбинной ступени и работы ее лопаточного аппарата в нерасчетном режиме обуславливает необходимость использования также технического критерия оценки момента времени замены рабочих лопаток $\tau_{зр}$. В его качестве выступает условие нарушения отстройки рабочего лопаточного венца от резонансных частот, т.е. выхода хотя бы одной из 6...8 низших частот собственных колебаний лопаток за пределы допустимой области:

$$\omega_{\mu} \in \left[(\omega_{\mu})_{доп}^H ; (\omega_{\mu})_{доп}^B \right],$$

где $(\omega_{\mu})_{доп}^H$, $(\omega_{\mu})_{доп}^B$ - нижняя и верхняя границы области допустимых значений μ -й частоты рабочих лопаток.

По смыслу $\tau_{зр}$ представляет собой пороговое значение срока замены рабочей лопатки, уровень эрозионной стойкости которой равен p_{μ} . Замена лопатки позже указанного срока является экономически целесообразным мероприятием, обеспечивающим снижение ущерба от эрозионного износа. Более ранняя замена ведет, наоборот, к дополнительным потерям.

Необходимость учета при планировании графика замен эродированных рабочих лопаток двух названных критериев обуславливает раздельное построение подобных графиков для каждого из критериев с последующим формированием общей стратегии ремонтов влажнопаровой турбинной ступени путем их объединения. При этом в качестве окончательно принимаемого значения $\tau_{зр}$ берется наименьшее из двух соответствующих величин по обоим графикам.

Наиболее вероятно ожидать наступления срока замены лопатки, когда она находится в периоде установившейся скорости роста размеров зоны эрозии, т.е. когда

$$\tau_{зр} > (\tau_{п})_p.$$

Подставив выражение для вычисления $y_p(\tau)$ (4.69) в (6.5), получим квадратное уравнение для определения $\tau_{зр}$ лопатки, имеющей P_u -процентный уровень эрозионной стойкости [92]:

$$\begin{aligned} \tau_{зр}^2 - \tau_p \tau_{зр} + \frac{1}{A_p} \left\{ B_p + \left| \frac{\bar{L}_0 + u_{pu} S_0}{(\tau_u)_{pu}} \right|^2 [(\tau_{п})_{pu} - (\tau_u)_{pu}]^3 \operatorname{tg} \alpha_2 + \right. \\ \left. + 3 \frac{\Delta y}{a_2} \operatorname{tg} \alpha_2 - (\bar{L}_1 + u_{pu} S_1 + \tau_p \operatorname{tg} \alpha_2)^3 - \right. \\ \left. - (\bar{L}_1 + u_{рн} S_1 + (\tau_{п})_{рн} \operatorname{tg} \alpha_2)^3 \right\} = 0, \end{aligned} \quad (6.6)$$

где $A_p = 3(2\bar{L}_1 + u_{pu} S_1 + \tau_p \operatorname{tg} \alpha_2) \operatorname{tg}^2 \alpha_2$;

$$\begin{aligned} B_p = 2(\bar{L}_1 + u_{pu} S_1)^3 + \tau_p [\tau_p^2 \operatorname{tg} \alpha_2 + 3(\bar{L}_1 + u_{pu} S_1) \times \\ \times (\bar{L}_1 + u_{pu} S_1 + \tau_p \operatorname{tg} \alpha_2)] \operatorname{tg} \alpha_2. \end{aligned}$$

Получение в результате решения данного уравнения значения $\tau_{зр} < (\tau_{п})_p$ указывает на необходимость замены рабочей лопатки во втором периоде ее эрозионного изнашивания и определения $\tau_{зр}$ по иной, кубической зависимости:

$$\begin{aligned} \tau_{зр}^3 \left[\frac{1}{(\tau_u)_{pu}^3} - \frac{A}{(\tau_u)_{рн}^3} \right] - 3\tau_{зр}^2 \left[\frac{1}{(\tau_u)_{pu}^2} - \frac{A(t-1)}{(\tau_u)_{рн}^2} \right] + \\ + 3\tau_{зр} \left[\frac{1}{(\tau_u)_{рн}} - \frac{A(t-1)^2}{(\tau_u)_{рн}} \right] + \left\{ (t^3 - 3t^2 + 3t - 1)A - \left[\frac{\tau_p}{(\tau_u)_{pu}} - 1 \right]^3 + \right. \\ \left. + \frac{3\Delta y}{a_2 \left| \bar{L}_0 + u_{pu} S_0 \right|^2 (\tau_u)_{pu}} - 1 \right\} = 0, \end{aligned} \quad (6.7)$$

где

$$A = \left| \frac{\bar{L}_0 + u_{рн} S_0}{\bar{L}_0 + u_{pu} S_0} \right|^2 \frac{(\tau_u)_{рн}}{(\tau_u)_{pu}}; \quad t = \frac{\tau_p}{(\tau_u)_{рн}}.$$

Как видно из зависимостей (6.6) и (6.7), срок наступления замены зависит от уровня эрозионной стойкости не только эродированной, но и новой лопатки. Последняя величина неизвестна до начала эксплуатации лопаток, так как является случайной. Однако без ее значения расчет $\tau_{зр}$ не может быть выполнен, что приводит к необходимости волевого задания величины P_H .

Разумный выбор P_H основывается на следующем соображении: при задании $P_H = 1 - P_R < 1$ найденное значение $\tau_{зр}$ по своему смыслу будет определять то минимальное время эксплуатации рабочей лопатки, по истечении которого замена изношенной лопатки даст положительный экономический эффект с вероятностью $(1 - P_R) \cdot 100\%$. В то же время с вероятностью $P_R \cdot 100\%$ возможно получение вместо экономического эффекта дополнительного ущерба. Для обеспечения гарантированного положительного эффекта независимо от эрозионной стойкости новой рабочей лопатки следует принимать $P_H \rightarrow 1$, например, 0,997 или 0,999. В результате выполнения расчетов по зависимости (6.6) или (6.7) для нескольких значений уровня эрозионной стойкости P_U определяется вероятностная функция вида

$$(1 - P_U) = \Phi_{\mathcal{E}}(\tau).$$

В качестве примера на рис. 158 представлена указанная функция, вычисленная для последней ступени части низкого давления судовой влажнопаровой турбины а/л «Ленин», укомплектованной рабочими лопатками с плазменным эрозионно-стойким защитным покрытием сплавом колманой. При построении функции по оси ординат откладываются задаваемые значения $(1 - P_U)$, а по оси абсцисс - соответствующие им значения $\tau_{зр}$.

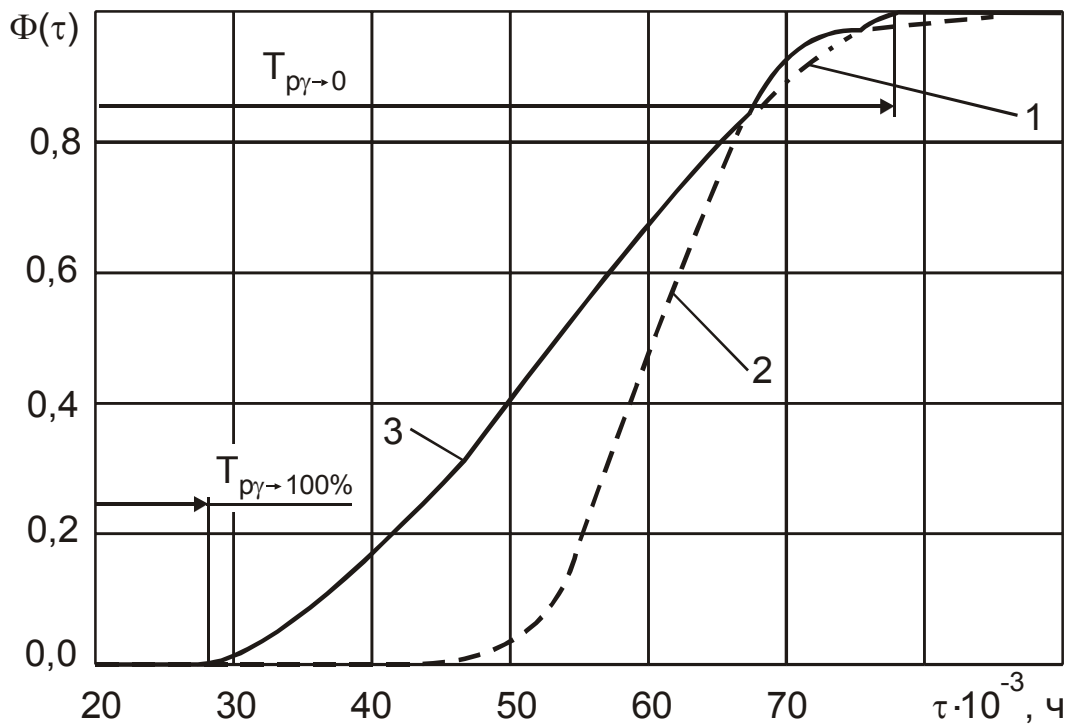


Рис. 158. Вероятностные функции моментов наступления срока замен рабочих лопаток последней ступени части низкого давления судовой турбины с плазменным напылением сплава колманой:
 1 - по экономическому критерию; 2 - по техническому критерию; 3 - итоговая

При использовании технического критерия построение вероятностного семейства кинетических кривых низших частот собственных колебаний рабочих лопаток в соответствии со специальной статистической теорией эрозионного изнашивания (гл. 4) позволяет определить совокупность выборочных значений ресурса эродированных лопаток по каждой μ -й частоте $T_{p\mu l}$ из соотношений (рис. 159)

$$\omega_{\mu l}(T_{p\mu l}) = (\omega_{\mu})_{доп}^H \quad \text{или} \quad \omega_{\mu l}(T_{p\mu l}) = (\omega_{\mu})_{доп}^в,$$

а затем выявить законы их распределения $p_T(T_{p\mu})$. Анализ с помощью критерия согласия Колмогорова-Смирнова результатов расчета выборочных кинетических кривых $\omega_{\mu l}(\tau)$ применительно к износу рабочих лопаток последней влажнопаровой ступени судовой турбины показывает, что с уровнем значимо-

сти 0,05 распределения ресурсов лопаток по шести низшим частотам собственных колебаний могут характеризоваться лог-нормальным распределением или распределением Вейбулла. Искомая вероятностная функция моментов наступления срока замен эродированных рабочих лопаток определяется, исходя из закона сложения вероятностей

$$\Phi_T(\tau) = \sum_{\mu=1}^{\mu=6...8} \left[\int_0^{\tau} p_T(T_{p\mu}) dT_{p\mu} \right].$$

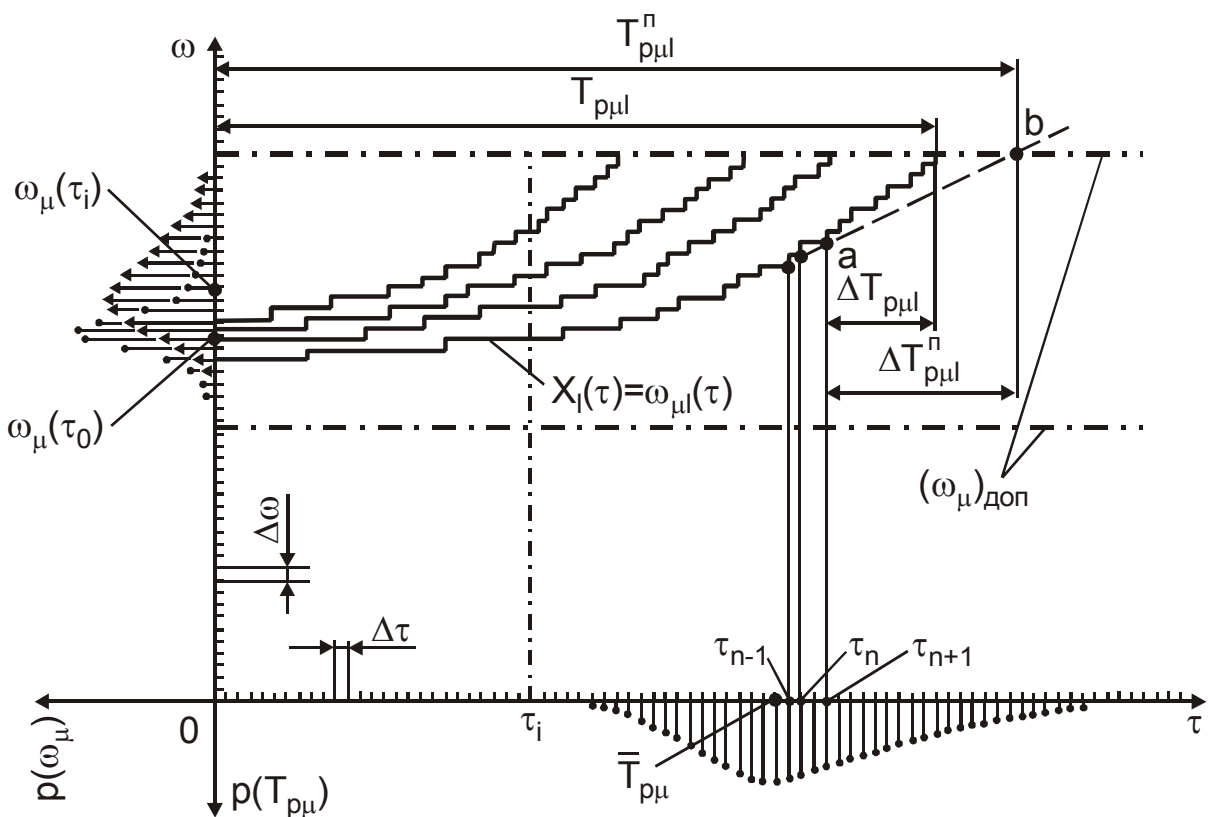


Рис. 159. Схема процесса исчерпания ресурса эродирующих рабочих лопаток по техническому критерию

Итоговая вероятностная функция $\Phi(\tau)$, объединяющая соответствующие функции при расчетах по экономическому и техническому критериям, определяется как показано на рис. 158 на примере каплеударной эрозии лопаток последней влажнопаровой ступени судовой турбины с поверхностным упрочнением нанесением слоя эрозионностойкого защитного по-

крытия из сплава колманой. Она имеет три характерных периода. Для первого из них ни одна рабочая лопатка не требует замены, так как $\Phi(\tau) = 0$. Продолжительность периода определяет минимальный гамма-процентный ресурс рабочих лопаток $T_{p\gamma \rightarrow 100\%}$. Как правило, он связан с достижением предельного состояния эрозионного износа при расчете по экономическому критерию и, таким образом, определяется с помощью задания уровня эрозионной стойкости изношенной лопатки $P_u \rightarrow 1$ (например, $P_u > 1 - 0,5 / z_2$).

Во втором периоде $0 < \Phi(\tau) < 1$. Его окончание определяет максимальный гамма-процентный ресурс рабочих лопаток $T_{p\gamma \rightarrow 0}$. Если он связан с достижением предельного состояния эрозионного износа при расчете по экономическому критерию, то определяется с помощью задания уровня эрозионной стойкости лопатки $P_u \rightarrow 0$ (например, $P_u < 0,5 / z_2$). В противном случае - по условию

$$\sum_{\mu=1}^{\mu=6\dots 8} \left[\int_0^{T_{p\gamma \rightarrow 0}} p_T(T_{p\mu}) dT_{p\mu} \right] > 1 - \frac{1}{2z_2}.$$

При $\tau > T_{p\gamma \rightarrow 0}$ все рабочие лопатки ступени достигают срока своей замены и имеют чрезмерный износ. Как правило, итоговая вероятностная функция полностью или в значительной мере совпадает с вероятностной функцией по экономическому критерию. Например, у представленной на рис. 158 итоговой функции для износа лопаток судовой паровой турбины лишь в интервале времени эксплуатации 67...75 тыс. ч сроки замен определяются техническим критерием.

Таким образом, функция $\Phi(\tau)$ является основой для составления долгосрочного графика замен эродированных рабочих лопаток. Произвольная ордината функции, относящаяся к

некоторому моменту времени, пропорциональна числу лопаток n_k , достигающих своего срока замены к моменту времени τ_{zk} после начала эксплуатации:

$$n_k = z_2(1 - p)|_{\tau_{zk}}.$$

С целью максимального уменьшения значения единовременных затрат на установку рабочих лопаток их замену следует приурочивать к моментам плановых ремонтов турбоагрегата, проводимых в заранее намеченные моменты времени τ_{zk} .

Количество подлежащих замене рабочих лопаток n_k во время k -го ремонта складывается из числа изношенных до допустимого предела лопаток, находящихся во влажнопаровой турбинной ступени с начального момента ее эксплуатации, а также из числа рабочих лопаток, уже замененных ранее во время предыдущих ремонтов:

$$n_k = \sum_{i=0}^{i=k-1} \Delta n_{ik}, \quad (6.8)$$

где Δn_{ik} - число рабочих лопаток, замененных во время k -го ремонта, среди установленных во время i -го ремонта ($i < k$, причем $i = 0$ соответствует первоначально установленным лопаткам, т.е. $n_0 = z_2$).

Величина Δn_{ik} определяется соотношением

$$\Delta n_{ik} = \Phi(\tau_{zk} - \tau_{zi})n_i - \sum_{j=i+1}^{j=k-1} \Delta n_{jk}.$$

Для известного момента времени τ_{zk} проведения планового ремонта турбоагрегата с помощью зависимостей (6.6) или (6.7) можно определить величину эрозионной стойкости P_u тех рабочих лопаток, которые должны быть заменены. Однако с точки зрения практического использования данная информация оказывается неудобной, так как величина стойкости не может

быть непосредственно определена путем прямых измерений зон эрозии лопаток. Для преодоления этой трудности целесообразно воспользоваться зависимостями, определяющими кинетические кривые равной вероятности характерных геометрических размеров зон эрозии и перейти от P_u к допустимой величине одного из этих размеров:

$$X_{доп} = [X(\tau_{zk})]_{P_u} .$$

Если к моменту времени τ_{zk} лопатки турбинной ступени имеют характерные размеры зон эрозии большей величины, чем подсчитанные по приведенному соотношению, то их замена гарантированно дает снижение экономических потерь от эрозии. Например, при использовании в качестве показателя X длины зоны эрозии, ее допустимая величина определится соотношением

$$(I_{\varepsilon})_{доп} = [I_{\varepsilon}(\tau_{zk})]_{P_u} ,$$

причем стоящая в правой части кинетическая кривая $I_{\varepsilon}(\tau)$ выражается зависимостью (4.51). Согласно расчета, результаты которого на примере оценки $(I_{\varepsilon})_{доп}$ для случая каплеударной эрозии лопатки последней влажнопаровой ступени судовой турбины приведены на рис. 160, $X_{доп}$ не является постоянной величиной, изменяясь с течением времени. Она зависит не только от эрозионных свойств материала поверхностного слоя входных кромок рабочих лопаток, но и от конструктивных особенностей и условий работы турбинной ступени. Для оценки $X_{доп}$ небезразлично оказывается и то обстоятельство, является ли устанавливаемая рабочая лопатка вновь изготовленной или предварительно восстановленной, так как это сильно влияет на величину Δy .

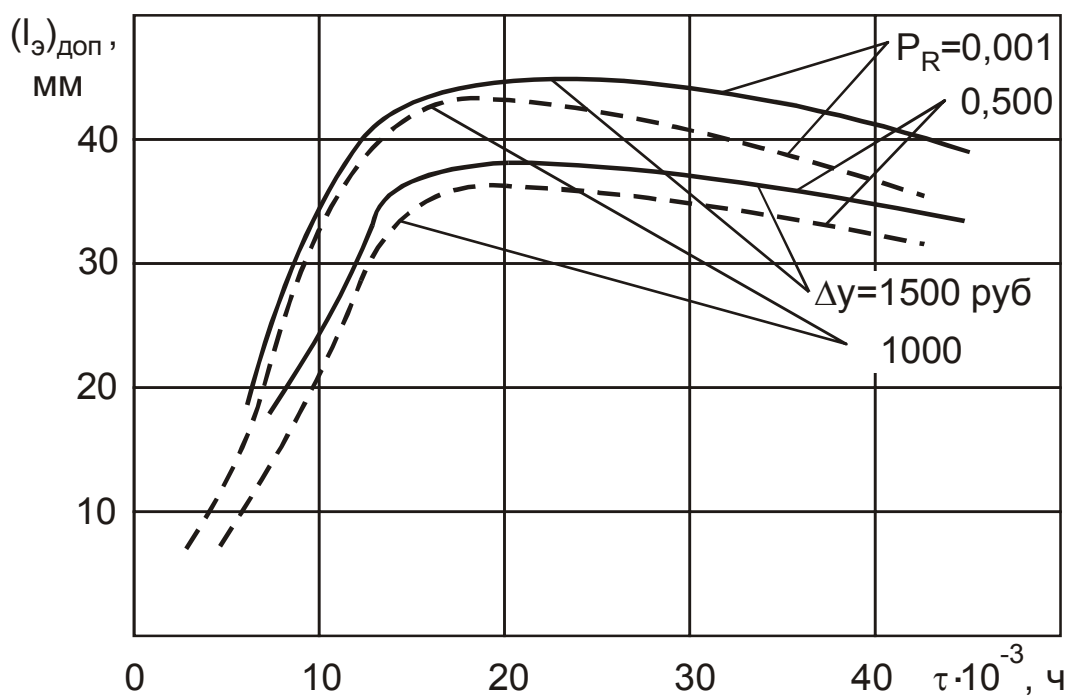


Рис. 160. Допустимая длина зоны эрозии при различной степени риска получения дополнительного ущерба (износ рабочих лопаток последней ступени ГТА а/л “Ленин” [97])

Таким образом, в процессе ремонта влажнопаровой турбинной ступени решение о необходимости замены той или иной эродированной рабочей лопатки в рамках требуемого количества заменяемых лопаток n_k принимается в результате выполнения простейшей операции - измерения характерного геометрического размера зоны повреждения ее поверхности и сравнения с допускаемой величиной, предварительно подсчитанной на момент текущего ремонта с учетом времени наработки контролируемой рабочей лопатки.

Представление об особенностях графика замен рабочих лопаток дано на рис. 161. Он отражает результаты расчета по зависимости (6.8) последней влажнопаровой ступени судовой турбины для двух продолжительностей межремонтного периода эксплуатации турбины $\tau_{рем,1}$ и $\tau_{рем,2}$ (графики 1 и 2 соответственно).

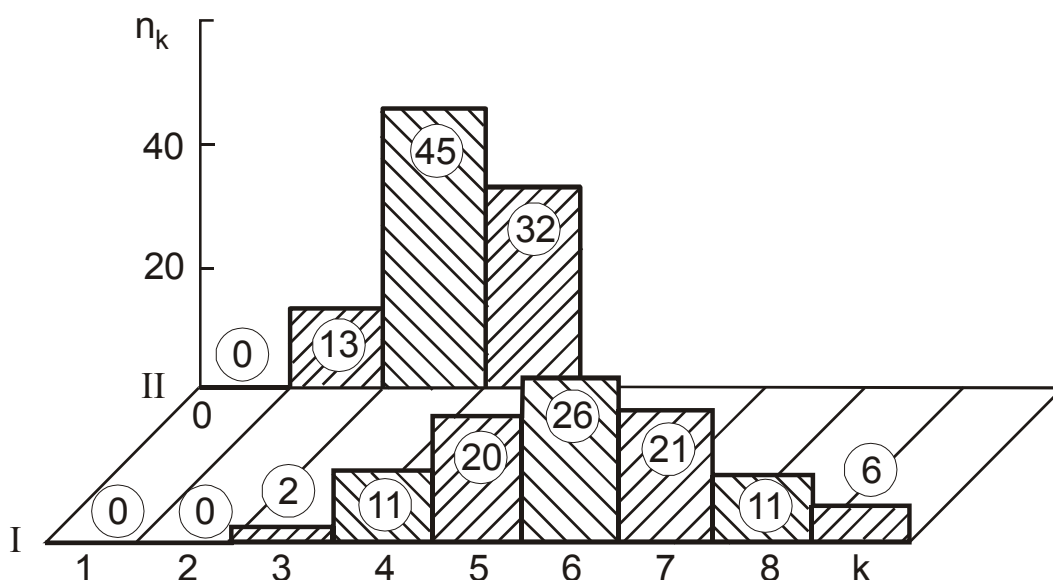


Рис. 161. Распределение числа подлежащих замене рабочих лопаток по номерам ремонтов турбинной ступени ($\tau_{\text{рем},2} / \tau_{\text{рем},1} = 2$)

График замен является основой для назначения необходимого числа $n_{\text{рез}}$ резервных (запасных) рабочих лопаток, предназначенных для конкретной турбинной ступени в дополнение к первоначально установленным в ней. В зависимости от принятой технологии восстановления эродированных лопаток возможны три характерных случая:

- 1) изношенные рабочие лопатки не восстанавливаются

$$n_{\text{рез}} = \sum_{k=1}^{k=m} n_k ;$$

- 2) изношенные рабочие лопатки восстанавливаются в период между двумя соседними ремонтами турбинной ступени

$$n_{\text{рез}} = \max_k \left[n_k - n_{k-1} - \sum_{i=1}^{i=k-1} (n_i - n_{i-1}) \right];$$

- 3) изношенные рабочие лопатки восстанавливаются в процессе выполнения ремонта

$$n_{\text{рез}} = 0.$$

Применительно к графикам замен, представленным на рис. 161, число резервных (запасных) рабочих лопаток для трех

указанных случаев составляет: 97, 26, 0 (график I) и 90, 45, 0 (график II).

Наиболее экономически затратным является первый вариант, при котором требуется изготовление максимального числа резервных рабочих лопаток. Третий вариант наиболее благоприятен, однако возможен при внедрении в практику ремонта специальных технологий восстановления аэродинамического профиля рабочих лопаток непосредственно на рабочем колесе.

В процессе эксплуатации турбины при частичном знании кинетических кривых показателей эрозии в интервале времени $\tau \in (0; \tau_{n+1})$, что характерно для условий функционирования подсистем технической диагностики эрозионного состояния влажнопаровых турбинных ступеней, момент времени достижения произвольной I -й лопаткой предельной степени износа может быть уточнен путем линейной интерполяции кинетической кривой $X_I(\tau)$ свыше промежутка времени τ_{n+1} . Например, применительно к приведенным на рис. 159 кинетическим кривым частот собственных колебаний эродированных рабочих лопаток интерполяционная часть характеризуется прямой линией **ab**. Прогнозируемый остаточный ресурс I -й лопатки, под которым подразумевается возможная продолжительность эксплуатации лопатки от текущего, $(n+1)$ -го момента времени до момента достижения износом величины $X_{доп}$, выражается зависимостью:

$$\Delta T_{pl}^n = \frac{X_{доп} - X_I(\tau_{n+1})}{X_I(\tau_{n+1}) - X_I(\tau_n)} (\tau_{n+1} - \tau_n).$$

Точность оценки ΔT_{pl}^n , выражаемая величиной

$$\delta = \left| \Delta T_{pl} - \Delta T_{pl}^n \right|,$$

увеличивается с уменьшением разности $T_{pl} - \tau_{n+1}$, т.е. увеличи-

вается с течением времени эксплуатации паровой турбины. В $(n + 1)$ -й момент времени количественно оценить точность прогноза остаточного ресурса не представляется возможным, однако можно сделать вывод о соотношении величин ΔT_{pl} и ΔT_{pl}^n на основе анализа второй производной

$$\ddot{X}_I(\tau_{n+1}) = \tilde{X}_I(\tau_{n-1}) - 2\tilde{X}_I(\tau_n) + \tilde{X}_I(\tau_{n+1}):$$

$$\Delta T_{pl} > \Delta T_{pl}^n \quad \text{при} \quad \ddot{X}_I(\tau_{n+1}) > 0,$$

$$\Delta T_{pl} < \Delta T_{pl}^n \quad \text{при} \quad \ddot{X}_I(\tau_{n+1}) < 0,$$

где $\tilde{X}_I(\tau)$ - величина показателя эрозии в момент времени τ , получаемая в результате сглаживания характеризующей кинетическую кривую $X_I(\tau)$ цепи А.А.Маркова - набора дискретных значений x_v ($v=0,1, \dots, n$).

Множество величин прогнозируемого остаточного ресурса всей совокупности рабочих лопаток определяет вид и статистические характеристики закона распределения $p(\Delta T_{pl}^n)$, а затем - уточненное число лопаток, подлежащих замене в процесса предстоящих ремонтов турбинной ступени. При выполнении корректирующего расчета в момент времени τ_{n+1} (в интервале времени между $(k - 1)$ -м и k -м ремонтами ступени) в качестве уточненного числа рабочих лопаток для произвольного i -го ($i \geq k$) ремонта принимается максимальное из двух соотношений

$$n_i^y = \sum_{v=0}^{v=k-1} n_v \left[\int_0^{\tau_i - \tau_{n+1}} p_{\text{э}}(\Delta T_p^n) d(\Delta T_p^n) - \int_0^{\tau_{i-1} - \tau_{n+1}} p_{\text{э}}(\Delta T_p^n) d(\Delta T_p^n) \right] - \sum_{j=1}^{j=k-1} \Delta n_{vj};$$

$$n_i^y = \sum_{v=0}^{v=k-1} \left\langle n_v \left\{ \sum_{\mu=1}^{\mu=6...8} \left[\int_0^{\tau_i - \tau_{n+1}} p_{\text{т}}(\Delta T_p^n) d(\Delta T_p^n) - \int_0^{\tau_{i-1} - \tau_{n+1}} p_{\text{т}}(\Delta T_p^n) d(\Delta T_p^n) \right] \right\} - \sum_{j=1}^{j=k-1} \Delta n_{vj} \right\rangle,$$

подсчитываемых на основе экономического и технического критериев соответственно.

6.3. Оптимизация стратегии замен эродированных рабочих лопаток

Экономическая эффективность принятой стратегии замен эродированных рабочих лопаток конкретной паровой турбины сложным образом зависит от числа и сроков проведения ремонта влажнопаровых ступеней, количества заменяемых лопаток и величины удельных единовременных затрат на их изготовление или восстановление и установку. Варьирование названных параметров дает возможность регулирования в определенных пределах величины экономического эффекта, позволяя тем самым при рациональном их выборе достигать максимально возможного для данной турбины и условий ее эксплуатации значения \mathfrak{E}_m . Это и является целью оптимизации стратегий замен эродированных рабочих лопаток.

Основные качественные черты оптимальной стратегии могут быть выявлены в рамках представленного выше детерминистского подхода к прогнозированию кинетики потерь в эродирующей турбинной ступени в результате анализа соотношения (6.4). Преобразуя его к более удобной форме, линейной относительно варьируемых переменных n_k , приходим к задаче целочисленного условного линейного программирования

$$\mathfrak{C}(n_k) = \sum_{k=1}^{k=m} n_k [y(\tau_p) - y(\tau_{3k}) - y(\tau_p - \tau_{3k}) - \Delta y] \rightarrow \max \quad (6.9)$$

при ограничении неравенствами

$$\sum_{k=1}^{k=m} n_k - z_2 \leq 0; \quad \tau_{3k} - \tau_{3k+1} < 0.$$

Величина вклада $\Delta \mathfrak{E}$ в величину экономического эффекта \mathfrak{E} от установки одной новой рабочей лопатки зависит от времени замены. Оценим разницу в величинах вкладов для двух последовательных моментов времени

$$I = \Delta \mathfrak{E}(\tau_j) - \Delta \mathfrak{E}(\tau_{j+1}) = [y(\tau_{j+1}) - y(\tau_j)] + [y(\tau_p - \tau_{j+1}) - y(\tau_p - \tau_j)].$$

В силу монотонности функции $y(\tau)$:

$$y(\tau_{j+1}) > y(\tau_j), \quad y(\tau_p - \tau_{j+1}) < y(\tau_p - \tau_j).$$

Таким образом, пока $\tau_{j+1} < \tau_p - \tau_j$ наблюдается рост $\Delta \mathfrak{E}$ во времени, а при $\tau_{j+1} > \tau_p - \tau_j$ - снижение. Максимум $\Delta \mathfrak{E}$ имеет место в момент времени $\tau = 0,5\tau_p$.

Проведенный анализ позволяет решить поставленную оптимизационную задачу: при планировании однократной замены рабочих лопаток максимальный экономический эффект достигается в результате перелопачивания ступени во время планового ремонта, производимого в оптимальный момент времени $\tau_{31} = 0,5\tau_p$. Его величина

$$\mathfrak{E}_m = z_2 \left[y(\tau_p) - 2y\left(\frac{\tau_p}{2}\right) - \Delta y \right].$$

Если плановый ремонт нельзя выполнить в оптимальный срок, рабочие лопатки должны заменяться во время ближайшего к нему ремонта. Получаемый в этом случае эффект

$$\mathfrak{E} = z_2 [y(\tau_p) - y(\tau_{31}) - y(\tau_p - \tau_{31}) - \Delta y]$$

будет меньше \mathfrak{E}_m . С помощью рис. 162 для турбины К-300-240 ХТГЗ можно оценить снижение $\mathfrak{E}/\mathfrak{E}_m$ в зависимости от разницы между моментом замены рабочих лопаток и оптимальным сроком.

Практический интерес представляет также разработка оптимальной стратегии ремонта с многократной (m -кратной) за-

меной рабочих лопаток в течение τ_p . В этом случае задача оптимизации сводится к определению оптимальных сроков перелопачивания турбинной ступени и может быть получена преобразованием (6.9)

$$\mathcal{C}(\tau_{3k}) = z_2 [y(\tau_p) - \Delta y] m - z_2 \sum_{j=1}^{j=m} [y(\tau_j) + y(\tau_p - \tau_j)] \rightarrow \max \quad (6.10)$$

при фиксированном числе m .

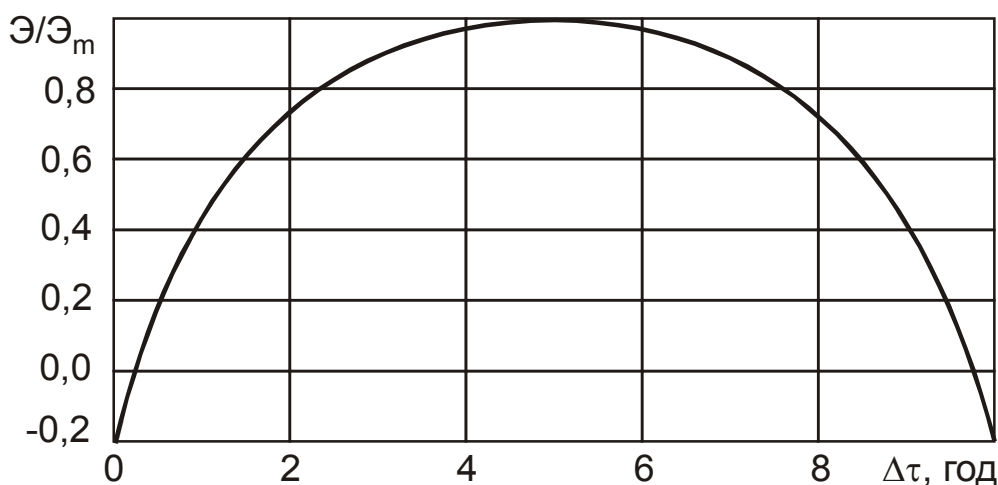


Рис. 162. Зависимость экономического эффекта от момента замены рабочих лопаток

Решение задачи (6.10) показывает, что при заданном числе m максимальный экономический эффект достигается при выполнении перелопачивания турбинной ступени в моменты времени τ_{3k} , равномерно распределенные на интервале τ_p :

$$\tau_{3k} = \frac{k \tau_p}{m + 1}, \quad k = 1, 2, \dots, m.$$

Его величина

$$\mathcal{E}_m = z_2 \left[y(\tau_p) - m \Delta y - (m + 1) y\left(\frac{\tau_p}{m + 1}\right) \right].$$

Сравнение \mathcal{E}_m для нескольких значений m позволяет определить также и оптимальное число перелопачиваний. Проведенный для турбины К-300-240 ХТГЗ анализ показывает

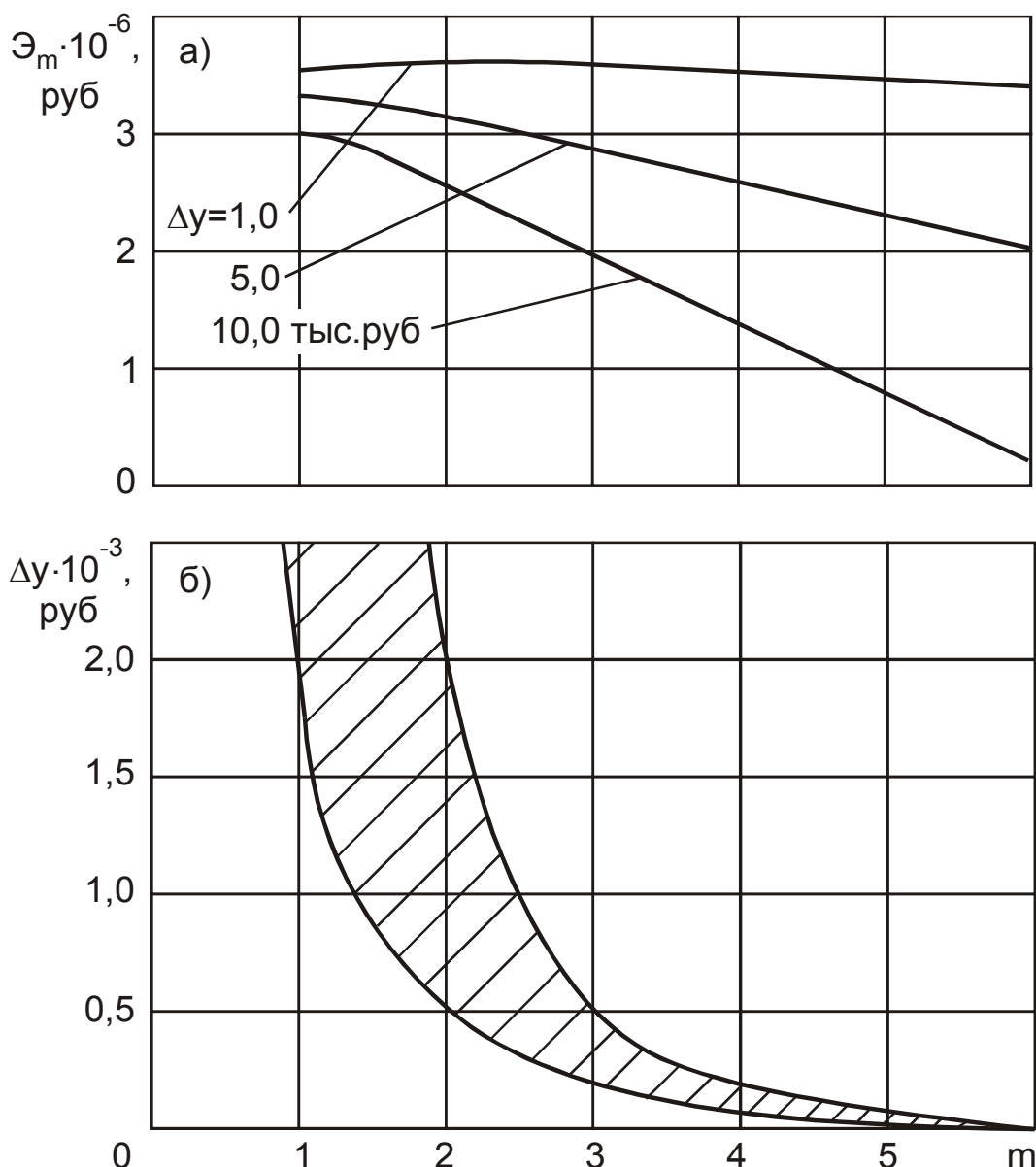


Рис. 163. Эффективность перелопачиваний 5-й ступени цилиндра низкого давления турбины К-300-240 ХТЗ после 10 лет эксплуатации: а - максимальный экономический эффект; б - интервал величин Δy , обеспечивающих получение максимального эффекта

(рис. 163,а), что оно существенно зависит от удельных единовременных затрат Δy . Чем меньше Δy , тем больше оптимальное число перелопачиваний ступени m_{opt} (рис. 163, б). Для конкретной турбины m_{opt} следует определять, согласуясь с известным графиком плановых ремонтов турбоагрегата, путем ряда вариантных расчетов по (6.10) при варьируемом числе m .

В рамках вероятностного подхода к прогнозированию кинетики потерь в эродирующей влажнопаровой турбинной ступени следует рассматривать две формулировки оптимизационной задачи в связи с двумя возможными типами стратегии замены чрезмерно изношенных рабочих лопаток:

1) моменты времени ремонта влажнопаровой ступени фиксированы, исходя из заранее принятого графика остановов турбины с открытием цилиндра низкого давления;

2) ограничения на моменты времени ремонта влажнопаровой ступени отсутствуют и допустимо их определение в зависимости от протекания эрозионных процессов рабочего лопаточного аппарата.

Первая оптимизационная задача сводится к нахождению такого вектора переменных

$$\{\mathbf{z}\} = \{n_1 \dots n_k \dots n_m\}$$

(распределения по ремонтам числа заменяемых рабочих лопаток), который при разумной степени риска получения дополнительного ущерба $(P_R)_{доп} \rightarrow 0$ обеспечивает получение от замены чрезмерно изношенных лопаток максимального экономического эффекта, т.е. приводит к минимизации нелинейной целевой функции

$$C(\{\mathbf{z}\}) = \int_{-\infty}^0 p(\Theta) d\Theta - \int_0^{\infty} p(\Theta) d\Theta \rightarrow \min \quad (6.11)$$

при ограничениях неравенствами

$$n_k \geq 0, \quad (6.12)$$

$$z_2 - n_k \geq 0, \quad (6.13)$$

$$(P_R)_{доп} - \int_{-\infty}^0 p(\Theta) d\Theta \geq 0. \quad (6.14)$$

Вторая оптимизационная задача сводится также к минимизации целевой функции (6.11), которая обеспечивается подбором вектора неизвестных

$$\{z\} = \{m \ n_1 \dots \ n_k \dots \ n_m \ \tau_{z1} \dots \ \tau_{zk} \dots \ \tau_{zm}\}$$

(количества ремонтов влажнопаровой ступени, их распределения по времени эксплуатации турбины и распределения по ремонтам числа заменяемых рабочих лопаток) при ограничениях неравенствами (6.12) - (6.14) и дополнительно неравенствами

$$m \geq 0, \quad \frac{\tau_p}{m+1} - \left| k \frac{\tau_p}{m+1} - \tau_{zk} \right| \geq 0 .$$

Обе оптимизационные задачи относятся к классу задач нелинейной условной оптимизации и их решение возможно с помощью прямых численных методов. Первая задача имеет широкие возможности для практического приложения: она оказывается удобной для планирования оптимальной стратегии замен рабочих лопаток энергетических и теплофикационных турбин тепловых и атомных электростанций, для которых характерна развитая система остановов турбоагрегатов со вскрытием проточной части низкого давления.

Вторая задача является наиболее общей. Ее достоинство заключается в том, что вследствие большего числа варьируемых переменных при ее использовании следует ожидать получение большей экономической эффективности данного мероприятия, чем при использовании результатов первой оптимизационной задачи. Однако возможности практического приложения второй задачи ограничены: ее использование целесообразно лишь в специфических случаях, в частности, для некоторых типов приводных и транспортных паровых турбин, для которых по условиям эксплуатации желательна длительная ра-

бота без остановов и вскрытия части низкого давления. В этом случае результаты расчета необходимого числа и моментов времени замен рабочих лопаток могут послужить обоснованием необходимости выполнения дополнительных остановов турбин. Получаемая при решении второй оптимизационной задачи информация представляет также интерес для влажнопаровых ступеней с ожидаемой повышенной степенью износа рабочего лопаточного аппарата. В разрабатываемом графике ремонта она позволяет учесть и эрозионные процессы путем взаимного согласования числа и моментов времени остановов турбин, определенных с учетом и без учета эрозионного износа. В дальнейшем, на основе подобного согласованного графика целесообразно проведение оптимизации распределения по ремонтам влажнопаровых турбинных ступеней числа заменяемых рабочих лопаток путем решения первой оптимизационной задачи.

ГЛАВА 7

ПАССИВНЫЕ МЕТОДЫ ПРОТИВОЭРОЗИОННОЙ ЗАЩИТЫ КОНСТРУКТИВНЫХ ЭЛЕМЕНТОВ ПРОТОЧНОЙ ЧАСТИ ВЛАЖНОПАРОВЫХ ТУРБИН

Классификация методов защиты поверхности конструктивных элементов проточных частей влажнопаровых турбин от различных видов эрозионного изнашивания разработана в [176]. В зависимости от возможности воздействия на эрозионноопасные фазы, формирующиеся в проточной части влажнопаровых турбин в процессе их работы, эти методы подразделяются на:

- *активные*, направленные на снижение степени влажности пара и удаления влаги из проточной части;
- *пассивные*, направленные на ослабление последствий негативного эрозионно-ударного воздействия влаги без ее отвода из проточной части;
- *активно-пассивные*, комплексно совмещающие защитные особенности активных и пассивных мероприятий.

Вероятностная теория эрозионного изнашивания проточных частей паровых турбин имеет широкие возможности для разработки на ее основе и анализа эффективности применения широкого спектра известных и вновь предлагаемых активных, пассивных и активно-пассивных методов противозэрозионной защиты поверхности потенциально подверженных эрозионному изнашиванию характерных конструктивных элементов влажнопаровых турбомашин.

Ниже рассмотрены некоторые из пассивных противозэрозионных методов и даны рекомендации по их применению.

7.1. Метод пассивной защиты элементов турбинного диска от гидроабразивной эрозии

Экспериментально установленный в гл. 1 факт существования пороговой скорости движения пленок жидкости, при превышении которой возникают условия для проявления гидроабразивного изнашивания конструктивных элементов турбинных дисков влажнопаровых турбинных ступеней, обуславливает наличие на полотне турбинного диска зоны отсутствия данного вида эрозии. В пределах этой зоны скорость воздействия пленки жидкости на конструктивные элементы диска оказывается ниже $(v'_n)_R$, то есть недостаточна для развития износа [109]. Граница этой зоны - радиус $R_э$ (рис. 20) - определяется соотношением

$$R_э = \frac{1}{2\pi n} \left\{ (\bar{v}'_n)_R + S_v \left[0,78 \ln \left(\ln \frac{1}{P} \right) + 0,45 \right] \right\} \quad (7.1)$$

Таким образом, с требуемой вероятностью отсутствия гидроабразивной эрозии P можно оценить интервал эрозионнобезопасного удаления конструктивного элемента турбинного диска от оси вращения паровой турбины.

В том случае, когда конструктивный элемент находится на опасном с точки зрения возникновения гидроабразивной эрозии расстоянии, целесообразно внести конструктивные изменения в его форму, улучшив условия натекания пленки жидкости и обеспечив тем самым снижение нормальной составляющей скорости движения жидкости до эрозионнобезопасных значений $v'_n < (v'_n)_R$.

Защита хвостовиков рабочих лопаток. При расположении хвостовиков рабочих лопаток в пределах расстояния до средней линии радиальной плоскости $r_{хв} < R_э$ уровень ударно-

го воздействия жидкости в $100 \cdot P$ % случаев оказывается не достаточным для протекания процессов их гидроабразивного изнашивания. Как видно из рис. 164, для быстроходных турбин эрозионнобезопасное удаление хвостовиков не превышает приблизительно 0,22 м (при $P \sim 0,98$), для тихоходных - 0,44 м.

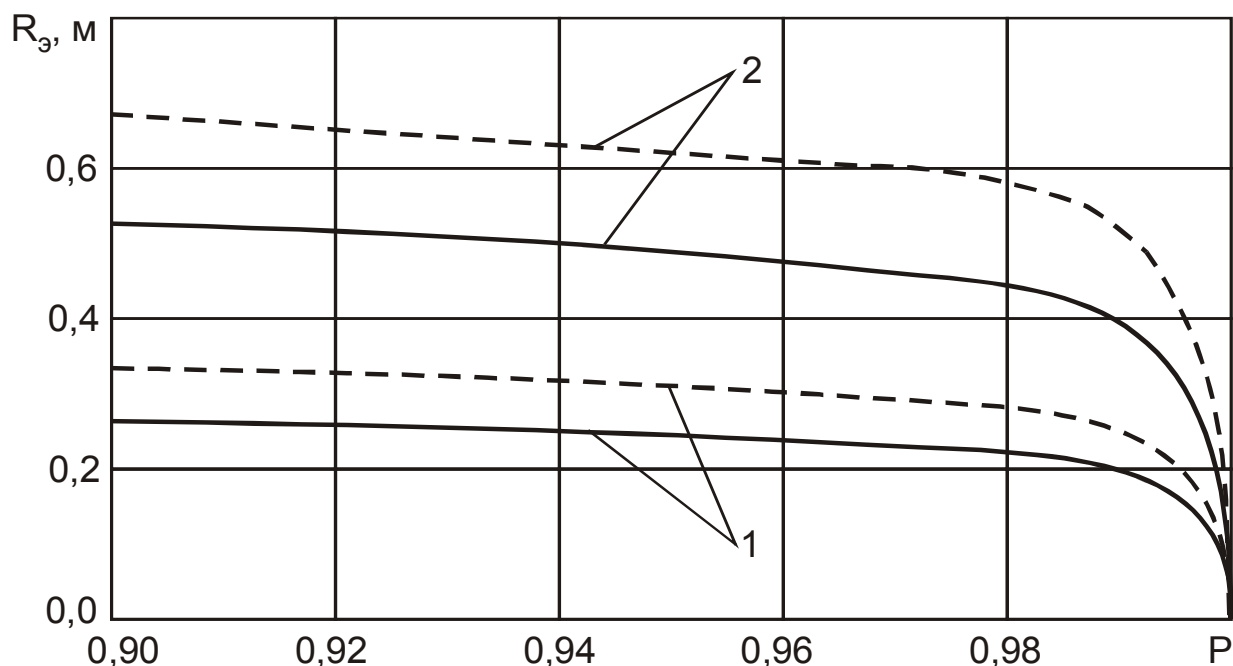


Рис. 164. Размер эрозионнобезопасной зоны на поверхности диска быстроходных (1) и тихоходных (2) турбин:
 ———— - расчет по данным об эрозии хвостовиков;
 - - - - - расчет по данным об эрозии заклепок

Если величина $r_{хв}$ не лежит в безопасном интервале, для предохранения хвостовиков рабочих лопаток последних влажнопаровых турбинных ступеней от гидроабразивной эрозии следует выполнять разделку грани между наружной радиальной и выходной плоскостями хвостовика с образованием фаски треугольного поперечного сечения. Разделка может выполняться либо в процессе изготовления рабочих лопаток, либо после их монтажа.

В первом случае длина фаски по радиальной плоскости хвостовика $h_{ф1}$ должна быть не менее максимальной вероят-

ной величины его выступания. Длина фаски по выходной плоскости хвостовика $h_{\phi 2}$ приближенно определяется из условия обеспечения эрозионнобезопасного уровня ударного воздействия жидкости при требуемой вероятности отсутствия эрозии P

$$h_{\phi 2} \geq h_{\phi 1} \left\langle \left\{ \frac{2\pi n r_{xв}}{(\bar{v}'_n)_R + S_v \left[0,78 \ln \left(\ln \frac{1}{P} \right) + 0,45 \right]} \right\}^2 - 1 \right\rangle^{0,5}.$$

В частности, при $P = 0,9$ для рабочих лопаток длиной 665 мм турбины К-100-90 ЛМЗ размеры фасок составляют $h_{\phi 1} = 1,8 \dots 2,0$ мм, $h_{\phi 2} = 9 \dots 10$ мм; для лопаток длиной 960 мм турбины К-300-240 ЛМЗ - $h_{\phi 1} = 3,0 \dots 3,5$ мм; $h_{\phi 2} = 20 \dots 24$ мм.

Защита заклепок рабочих лопаток. По приведенным в табл. 15 статистическим характеристикам пороговой скорости $(\bar{v}'_n)_R$ можно оценить радиус $R_э$ эрозионнобезопасного удаления центра заклепки от оси вращения паровой турбины. Результаты расчета $R_э$ по зависимости (7.1) для тихоходных и быстроходных турбин приведены на рис. 164.

При расположении центра заклепки на расстоянии от оси вращения турбины $r_з < R_э$ уровень ударного воздействия жидкости недостаточен для инициирования эрозионных процессов. В частности, как видно из рис. 164, для быстроходных турбин эрозионнобезопасное удаление заклепок не превышает приблизительно 0,29 м (при $P \sim 0,98$), для тихоходных - 0,57 м.

Если величина $r_з$ не лежит в безопасном интервале, для предохранения заклепок рабочих лопаток последних влажно-паровых турбинных ступеней от гидроабразивной эрозии следует выполнять фаску по обоим концам заклепок. Угол между наклонной поверхностью фаски и торцевой поверхностью за-

клепки α_3 должен выбираться в соответствии с зависимостью

$$\alpha_3 = \arcsin \left\langle \frac{1}{2\pi n r_3} \left\{ (\bar{v}'_n)_R + S_v \left[0,78 \ln \left(\ln \frac{1}{P} \right) + 0,45 \right] \right\} \right\rangle.$$

В частности, при $P = 0,98$ для рабочих лопаток длиной 665 мм турбины К-100-90 ЛМЗ данный угол составляет $\alpha_3 = 28^\circ$, а рабочих для лопаток длиной 960 мм турбины К-300-240 ЛМЗ - $\alpha_3 = 24^\circ$.

Защита балансировочных грузов. Если балансировочный груз устанавливается за пределами безопасной зоны $r_{бг} \leq R_3$, необходим отказ от практикуемого ЛМЗ прямого среза его передней торцевой плоскости и переход к наклонному. Угол между торцевой плоскостью и поверхностью диска должен выполняться исходя из условия обеспечения с требуемой вероятностью P отсутствия износа эрозионнобезопасных значений нормальной составляющей скорости соударения жидкости:

$$\alpha_{бг} = \arcsin \left\langle \frac{1}{2\pi n r_{бг}} \left\{ (\bar{v}'_n)_R + S_v \left[0,78 \ln \left(\ln \frac{1}{P} \right) + 0,45 \right] \right\} \right\rangle. \quad (7.2)$$

В частности, при $P = 0,98$ для рабочих лопаток длиной 665 мм турбины К-100-90 ЛМЗ данный угол составляет $\alpha_{бг} = 28^\circ$, для лопаток длиной 960 мм турбины К-300-240 ЛМЗ - $\alpha_{бг} = 23^\circ$.

О целесообразности данного метода предотвращения гидроабразивной эрозии свидетельствует опыт эксплуатации турбин ПТ-25-90/14 КТЗ. Балансировочные грузы этих турбин имеют наклонную под углом 45° переднюю торцевую плоскость, износ которой отсутствует. Указанная величина удовлетворительно согласуется с рассчитанным по зависимости (7.2) эрозионнобезопасным углом $\alpha_{бг} = 40^\circ$. Несколько заниженное расчетное значение угла $\alpha_{бг}$ по сравнению с использованным

на практике идет в увеличение уровня эрозионной надежности эксплуатации балансирующих грузов.

Защита торцевых сечений рабочих лопаток. Возможным пассивным мероприятием по борьбе с проявлениями гидроабразивного изнашивания торцевых сечений лопаток является наклонное относительно горизонтальной плоскости хвостовика фрезерование торцевого сечения рабочей лопатки под углом α_{mc} , определяемым соотношением

$$\alpha_{mc} = \arcsin \left\langle \frac{1}{2\pi n(r_{кор} + l_2)} \left\{ (\bar{v}'_n)_R + S_v \left[0,78 \ln \left(\ln \frac{1}{P} \right) + 0,45 \right] \right\} \right\rangle,$$

с целью снижения уровня ударного воздействия жидкости до эрозионнобезопасной величины. В частности, для рассмотренных лопаток последней влажнопаровой ступени турбин ПТ-25-90/14 КТЗ при вероятности отсутствия эрозии $P = 0,98$ данный угол составит $\sim 13^\circ$.

Предложенные конструктивные методы защиты элементов дисков паровых турбин от гидроабразивной эрозии, основанные на учете пороговой скорости ударного воздействия пленки жидкости, являются эффективным пассивным средством борьбы с износом вплоть до его полного предотвращения.

7.2. Селективный метод набора защитных стеллитовых пластин рабочих лопаток

Разработка новых конструкторско-технологических мероприятий повышения износостойкости стеллитовой защиты рабочих лопаток паровых турбин должна учитывать вероятностно-статистические закономерности ее эрозионного изнашивания.

Выявленные в гл. 1 вероятностно-статистические законо-

мерности неоднородности микротвердости литых стеллитовых пластин и отмеченный в табл. 35 перепад твердости по длине стеллитовой отливки, способный достигать величины 1095 МПа, обуславливают различие в индивидуальной эрозионной стойкости между отдельными противозерозионными защитными пластинами в 4,0...4,6 раза, а между противоположными краями одной пластины – в 1,1...1,3 раза. Относительная эрозионная стойкость может быть подсчитана по методике [108] как отношение скоростей износа материала защиты рабочих лопаток по глубине при максимальной скорости его эрозии \dot{E}_2 и минимально и максимально возможной твердости **HB** пластин. Для стеллита ВЗК она приближенно выражается соотношением

$$e = \frac{\dot{E}_2(HB_{\min})}{\dot{E}_2(HB_{\max})} \approx \left(\frac{HB_{\max}}{HB_{\min}} \right)^{6,69}. \quad (7.3)$$

На рис. 35 приведены гистограммы распределения эрозионной стойкости стеллитовых пластин, рассчитанные в соответствии с зависимостью (7.3).

Данное обстоятельство является причиной зафиксированного при обследовании (гл. 1) значительного случайного разброса длины зоны эрозионного разрушения полосы стеллитовой защиты $l_{эp}$. Анализ гистограмм на рис. 18 показывает, что при пластинах наибольшей твердости $HB_{\max} = 4394$ МПа разрушение входных кромок было бы ограничено длиной 100 мм (для К-100-90 ЛМЗ) или 70 мм (для К-300-240 ЛМЗ), тогда как при использовании пластин наименьшей твердости $HB_{\min} = 3591$ МПа – длинами 170 и 230 мм соответственно, т.е. большими в 1,7 и 3,3 раза.

Проведенный анализ развития эрозионного разрушения стеллитовой защиты рабочих лопаток влажнопаровых турбин

позволяет предложить селективный метод набора литых пластин на входные кромки лопаток [113]. Его суть:

1. Разделение пластин на 3...5 категорий по эрозионной стойкости путем условного разделения литейной формы по длине на соответствующее число зон и определения категории в зависимости от расположения пластины в той или иной зоне. Поверхностная твердость пластин i -й эрозионной стойкости находится в интервале $HB_{i \min} < HB_i < HB_{i \max}$.

2. Набор пластин по длине лопатки должен выполняться в соответствии с категорией эрозионной стойкости: чем стойкость ниже, тем дальше от периферийного сечения наплавляется пластина. При этом ближайший к периферии литейной формы край пластин следует ориентировать в направлении периферии лопатки. В местах ожидаемого повышенного локального воздействия капельной влаги следует располагать пластины повышенной категории стойкости.

При использовании данного метода обеспечивается максимально возможная эрозионная стойкость стеллитовой защиты, причем ее изменение по высоте рабочей лопатки будет соответствовать изменению уровня каплеударной нагрузки входных кромок лопаток.

На примере рабочих лопаток из стали 13X11H2B2MФ длиной 960 мм, установленных в 5-й (последней) ступени цилиндра низкого давления турбин К-300-240 ЛМЗ, рассмотрим особенности применения селективного метода повышения износостойкости стеллитовой защиты и оценим возможный технико-экономический эффект данного противоэрозионного мероприятия.

В основе лежит построение эпюр изменения вдоль входной кромки рабочей лопатки скорости износа защиты по глубине \dot{E}_2 для граничных значений твердости стеллитовых пластин

$HB_{i \min}$ и $HB_{i \max}$. Для мощных паровых турбин тепловых электростанций расчет \dot{E}_2 выполняется по параметрам номинального режима. Для турбин, значительную часть времени работающих в переменных режимах, скорость эрозии следует определять как осредненную во всех возможных режимах эксплуатации с учетом их относительной продолжительности. Расчет ведем по методикам вероятностной теории каплеударной эрозии проточных частей турбомашин (гл. 2).

На рис. 165 приведены эпюры \dot{E}_2 , рассчитанные для номинального режима турбин К-300-240 ЛМЗ при каплеударном воздействии потока влаги в кромочных следах сопловых лопаток. Для рабочей лопатки длиной 960 мм максимальная скорость эрозии пластин наибольшей твердости HB_{\max} наблюдается у периферийного сечения и составляет 0,2 мкм/ч. При установке в этой зоне пластин меньшей категории стойкости скорость износа будет выше – до 0,9 мкм/ч. Таким образом, в рассматриваемой ступени с помощью стеллитовой защиты можно обеспечить скорость эрозии входных кромок, не превышающую $(\dot{E}_{\text{доп}}) = 0,2$ мкм/ч. Для этого следует разрешить установку пластин произвольной i -й категории эрозионной стойкости на ограниченном участке по длине рабочей лопатки от корневого сечения $0 < r < (r_i)_{\text{доп}}$ (рис. 165), для которого выполняется условие

$$\dot{E}_2(HB_{i \min}, r) < (\dot{E}_2)_{\text{доп}}.$$

В частности, пластины первой категории стойкости должны устанавливаться не ближе 115 мм от периферийного сечения рабочей лопатки, а второй – 70 мм.

С помощью эпюры скорости эрозии материала самой лопатки $\dot{E}_{2л}(r)$ можно также сформулировать условие для оценки наименьшей протяженности полосы стеллитовой защиты $l_{сз}$

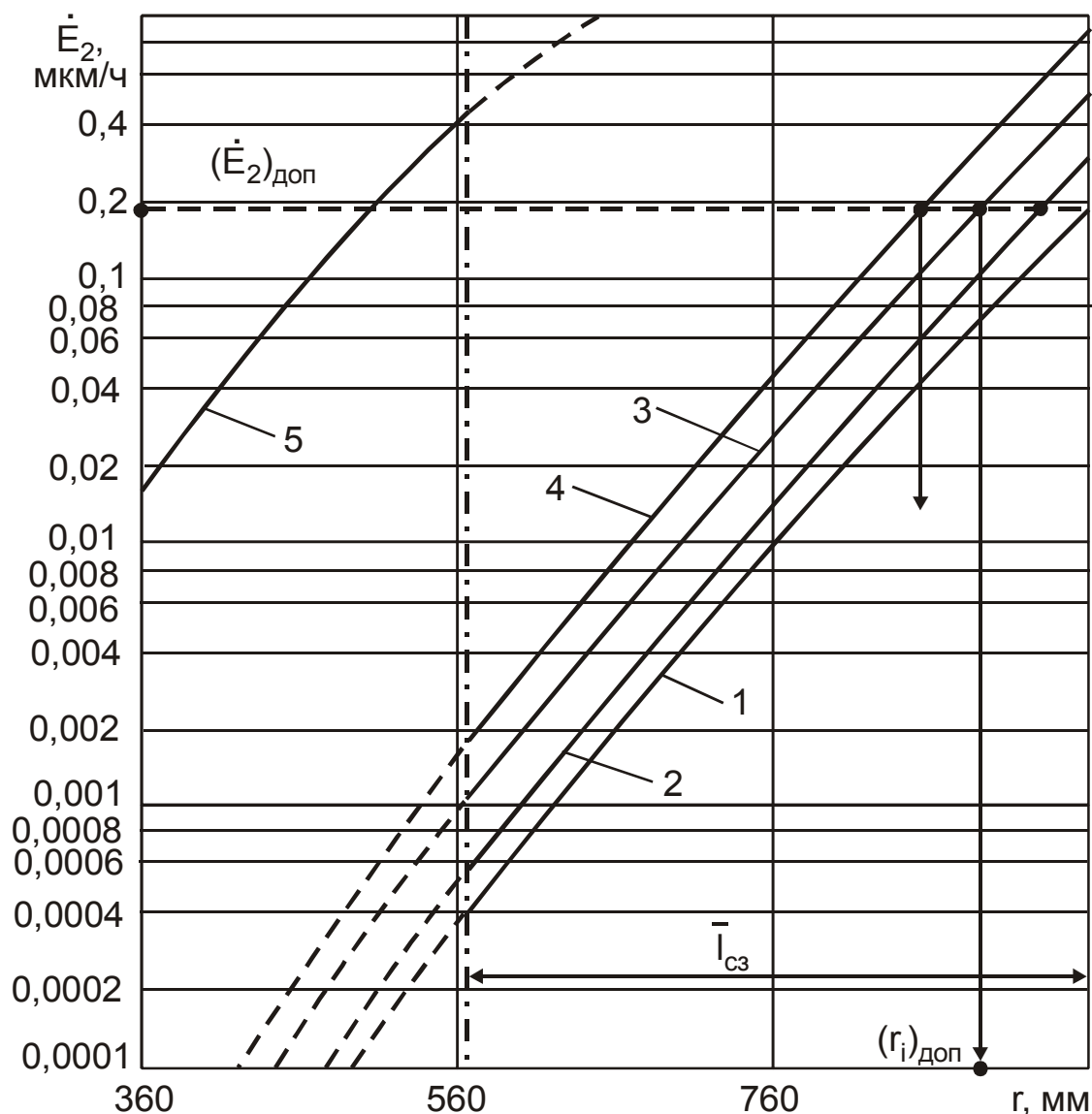


Рис. 165. Изменение максимальной скорости эрозии материала поверхности вдоль входной кромки рабочей лопатки 5-й ступени ЦНД турбины К-300-240 ЛМЗ: 1...4 - для стеллита ВЗК различной твердости НВ (1 - $HV_{max}=4394$ МПа; 2 - 4193 МПа; 3 - 3892 МПа; 4 - $HV_{min}=3591$ МПа); 5 - для стали 13X11H2B2MФ

$$\dot{E}_{2л}(r = l_2 - \bar{l}_{сз}) = (\dot{E}_2)_{доп}.$$

На рис. 165 приведена эпюра $\dot{E}_{2л}(r)$ для хромистой лопаточной стали. Она свидетельствует о недостаточности применяемой защиты: ниже ее расположения на участке длиной 50 мм скорость эрозии материала рабочих лопаток превышает $(\dot{E}_{доп})$. Это подтверждается данными натуральных обследований

эрозионного состояния турбин К-300-240 ЛМЗ (гл. 1), показывающими наличие зоны усиленного износа входных кромок рабочих лопаток за пределами защиты. Установка одной-двух дополнительных пластин позволила бы исключить это явление.

Технико-экономическая эффективность селективного метода обусловлена повышением статистической однородности показателей эрозии стеллитовой защиты и уменьшением средней длины зон ее эрозионного разрушения $I_{эр}$. Это уменьшает падение мощности $\Delta N_э$ и коэффициента полезного действия $\Delta \eta_э$ ступени из-за каплеударной эрозии. Вероятностные расчеты с помощью комплекса WEAR (гл. 8) показывают возможность уменьшения после 50...80 тыс. ч эксплуатации длины $\bar{I}_{эр}$ у турбин К-100-90 ЛМЗ и К-300-240 ЛМЗ в среднем в 1,5 и 2,7 раза по сравнению с данными обследований (табл. 9). Согласно [94] $\Delta N_э$ и $\Delta \eta_э$ в среднем пропорциональны $\bar{I}_{эр}^2$, поэтому в первом приближении для сравнительной оценки эффективности противозерозионного мероприятия, вызывающего изменение $I_{эр}$, допустимо пользоваться соотношениями:

$$\frac{\Delta N_{э1}}{\Delta N_{э2}} \approx \left(\frac{\bar{I}_{эр1}}{\bar{I}_{эр2}} \right)^2; \quad \frac{\Delta \eta_{э1}}{\Delta \eta_{э2}} \approx \left(\frac{\bar{I}_{эр1}}{\bar{I}_{эр2}} \right)^2.$$

Параметры с индексом «1» относятся к исходному эрозионному состоянию, «2» - к состоянию после применения противозерозионного мероприятия. Таким образом, применяя селективный метод создания стеллитовой защиты рабочих лопаток турбин К-100-90 ЛМЗ и К-300-240 ЛМЗ, следует ожидать уменьшения падения мощности и коэффициента полезного действия турбинных ступеней вследствие эрозионного разрушения в 2,2 и 7,3 раза соответственно.

7.3. Защита поверхности конструктивных элементов покрытиями и различными видами упрочнения

Одним из перспективных и эффективных путей снижения эрозионного изнашивания поверхностей влажнопаровых турбинных ступеней является нанесение защитных покрытий из материалов повышенной эрозионной стойкости или поверхностного упрочнения самого материала [144, 156]. Несмотря на увеличение капитальных вложений при создании подобной защиты, они быстро окупаются [232].

Использование покрытий из эрозионностойких материалов является пассивным методом борьбы с эрозией [91]. К его положительным сторонам следует отнести:

1. Возможность повышения экономичности и надежности эксплуатации турбинных (в том числе и влажнопаровых) ступеней без внесения конструктивных изменений в обводы защищаемых деталей. Согласно данным фирмы «Union Carbide Corporation» [248] предварительное нанесение защитного интерметаллического покрытия толщиной 3 мкм обеспечило прирост мощности газотурбинной установки мощностью 12,5 МВт до 10 % вследствие повышения износостойкости кромок рабочих лопаток.

2. Относительную простоту технологии восстановления защитных свойств путем периодического дополнительного нанесения износостойкого материала без перелопачивания рабочего колеса.

3. Возможность управления параметрами эрозионного изнашивания путем применения широкого круга металлических, интерметаллических, композиционных материалов и технологических режимов их нанесения.

Под покрытием понимается слой на поверхности детали, физико-химические свойства которого отличны от аналогичных свойств защищаемого материала. Оно может быть получено как нанесением слоя материала (электролитическое, электроискровое, газоплазменное, детонационное и т.д. покрытие), так и изменением свойств поверхностных слоев самого защищаемого элемента (закалка токами высокой частоты, диффузионное насыщение, ионная имплантация, лазерная закалка и т.д.).

Выбор конкретного типа покрытия является сложной технико-экономической задачей. Технические требования, которым должны удовлетворять противозерозионные покрытия, определяются условиями эксплуатации нуждающихся в защите элементов конструкции влажнопаровых турбинных ступеней. В [144] сформулированы некоторые общие технические требования к защитным покрытиям рабочих лопаток. Сформулированы также требования [79] к жаростойким защитным покрытиям рабочего облопачивания турбин газотурбинных двигателей, которые с соответствующими коррективами могут быть приложены к покрытиям влажнопаровых турбинных ступеней. Для возможности оценки экономической целесообразности применения покрытий вместо применения более стойких сплавов, перепроектирования проточной части или более частой замены эродированных деталей предложен ряд экономических критериев [264]. Покрытия целесообразно использовать в тех случаях, когда сопротивление воздействию паракапельного потока рабочей среды не может быть обеспечено при существующих в ступени рабочих параметрах влажного пара или когда сплав или изготовление детали из него являются настолько дорогостоящими, что именно покрытие оказывается предпочтительным с экономической точки зрения. Очевидно, эффективное для каждого кон-

кретного случая противоэрозионное покрытие эродирующих конструктивных элементов проточных частей низкого давления паровых турбин должно в максимальной степени удовлетворять техническим и экономическим критериям.

7.3.1. Конструкция и опыт применения различных типов эрозионностойкой поверхностной защиты конструктивных элементов влажнопаровых турбин

Различные типы эрозионностойкой поверхностной защиты, главным образом, входных кромок рабочих лопаток влажнопаровых турбинных ступеней применяются в практике энергомашиностроения уже в течение нескольких десятилетий [91]. В зависимости от толщины слоя износостойкого материала следует различать напайки и наплавки толщиной до 2...3 мм и более и собственно покрытия толщиной менее 1 мм.

Наиболее широко распространенным типом защиты рабочих лопаток является напайка литых или кованных стеллитовых пластин на их входную кромку. Из отечественных заводов такой способ защиты периферийной части рабочего облопачивания последних ступеней частей низкого давления применяют «Ленинградский Металлический завод» и «Турбомоторный завод» на турбинах К-200-130 ЛМЗ, К-300-240 ЛМЗ, К-500-240 ЛМЗ, Т-100-130 ТМЗ, Т-250/300-240 ТМЗ и др. [176, 202]. Например, для этой цели ЛМЗ используют литые пластины из сплава марки ВЗК (60...65 % кобальта, 25...28 % хрома, 4...5 % вольфрама, 2...2,5 % кремния, 1...1,2 % углерода, остальное - железо) толщиной 1,5...2 мм, шириной до 10 мм и длиной 20...30 мм, имеющие твердость не менее HRC 40 и охватывающие входную кромку рабочей лопатки со стороны выпуклой части про-

филя. Пластины припаиваются к лопаткам из стали 20Х13 и 1Х11МФ серебряным припоем ПСр45 с помощью индукционного нагрева токами высокой частоты [6].

Ранее широко применялся метод упрочнения входных кромок рабочих лопаток припайкой стеллитовых пластин посредством ацетилено-кислородной горелки. Однако опыт эксплуатации на тепловых электростанциях таких упрочненных лопаток свидетельствовал о возможности отрыва отдельных пластин и поломки рабочих лопаток из-за некачественной пайки. Переход на новую технологию укрепления стеллитовых пластин с помощью индукционного нагрева токами высокой частоты позволил повысить качество пайки, а также увеличить усталостную прочность облопачивания примерно в 1,5 раза и снизить деформацию рабочей части лопаток в 2 раза [6].

Зарубежные фирмы АЕI, «Альстом», «Вестингауз», «Дженерал Электрик» и др. также широко применяют стеллитовую защиту сплавами марок 12, 4, 6, 6В, 5В [176, 202], близкими по своему химическому составу и механическим свойствам отечественному сплаву ВЗК.

Защита напайкой стеллитовых пластин хорошо зарекомендовала себя в эксплуатации, позволив снизить в несколько раз интенсивность эрозионного изнашивания входных кромок и повысить ресурс рабочих лопаток. Однако применение стеллитовых накладок имеет свои отрицательные стороны:

- значительно изменяется аэродинамическая форма профиля периферийной части рабочих лопаток;
- увеличиваются профильные потери;
- повышается нагрузка на корневую часть рабочих лопаток и ротор в целом от действия центробежных сил;

- снижается в 2...2,5 раза усталостную прочность рабочего облопачивания;
- наблюдаются случаи срыва пластин кромок лопаток, что уже явилось причиной поломок отдельных рабочих лопаток на некоторых турбинах;
- невозможно использовать стеллитовую защиту во влажнопаровых турбинах атомных электростанций и других атомных энергоустановок с одноконтурной схемой из-за наличия в сплаве большого количества кобальта, дающего долгоживущий радиоактивный изотоп Co^{60} .

Известны случаи выполнения противоэрозионных накладок из материалов на безкобальтовой основе: ЛМЗ для турбин К-100-90-6 ЛМЗ первого блока Белоярской АЭС использовал марганцовистую сталь, а фирма «Парсонс» в турбинах мощностью 600 и 1100 МВт – вольфрамохромистую [82]. Однако опыт эксплуатации накладок из марганцовистой стали показал их более низкую эрозионную стойкость, чем стеллитовых. Имеются также сведения о защите рабочих лопаток эксплуатирующихся турбин с помощью хромовых накладок и никелевых пластин [230].

При использовании защитных напаяек и накладок важной проблемой, требующей решения для повышения надежности защиты в эксплуатационных условиях, является снижение уровня напряженного состояния вблизи поверхности сопряжения накладок и профильной части рабочих лопаток. Для этой цели в [142] предложено выполнять специальное двухстороннее сферообразное утолщение на входной кромке рабочей лопатки вблизи нижнего края эрозионностойкой накладки (рис. 166,а). В [14] предложено укреплять на входной кромке защитный носок, имеющий последовательно расположенные по потоку эрозион-

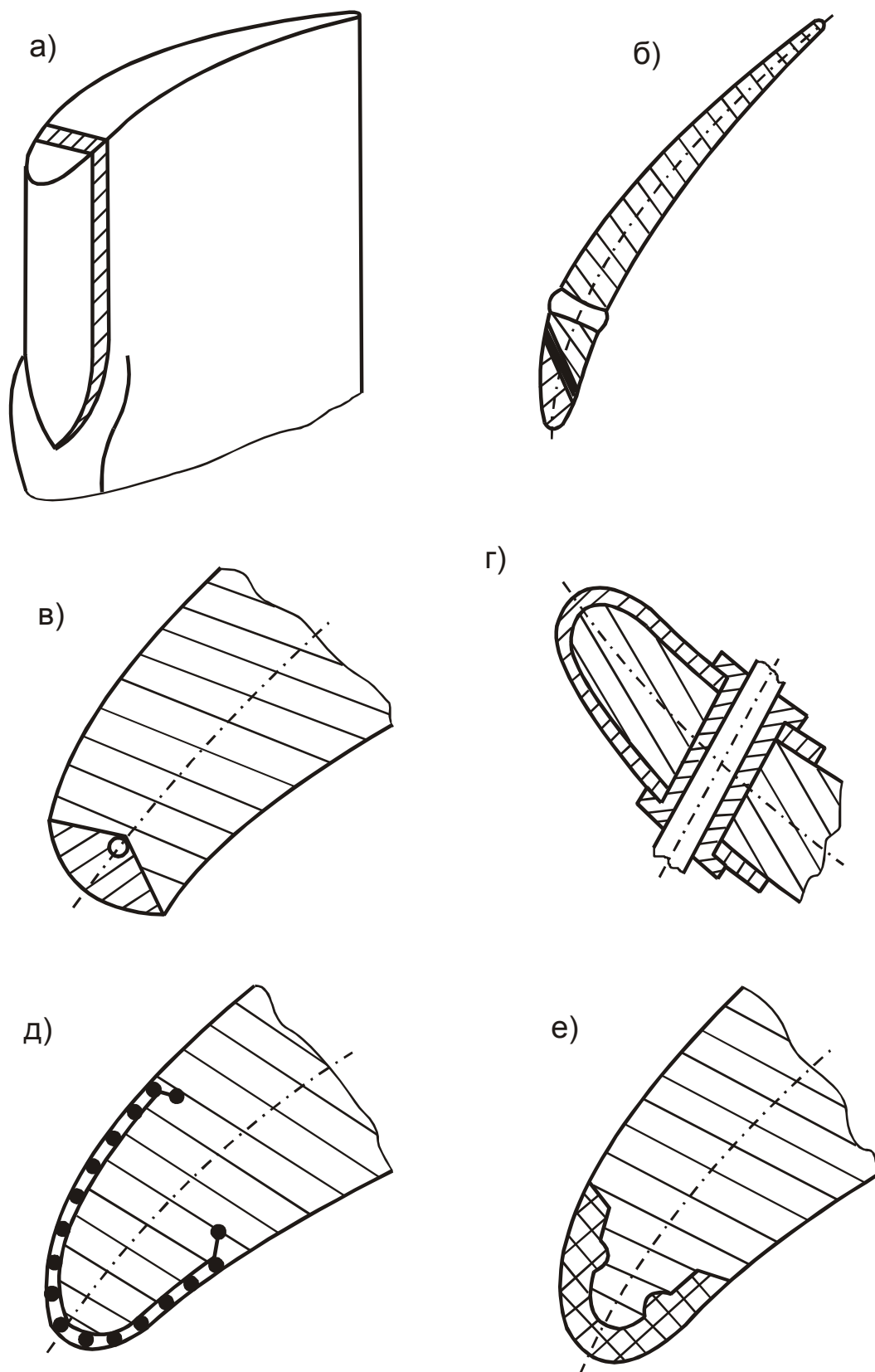


Рис. 166. Конструкции противозерозионных накладок на входных кромках рабочих лопаток: а - [142]; б - [14]; в - [16]; г - [11]; д - [13]; е - [12]

нстойкий и пластичный участки, причем пластичный участок расположен под углом к средней линии профиля (рис. 166,б). Предложен способ соединения стеллитовой пластины с профильной частью рабочей лопатки, обеспечивающий высокую прочность соединения вследствие того, что защитная стеллитовая накладка с помощью метода диффузного срачивания либо сразу непосредственно соединяется с профильной частью лопатки [54], либо предварительно соединяется с тонкой пластиной из сплава, аналогичного материалу лопатки, а затем осуществляется сварка двух деталей одного химического состава [55]. Имеются предложения по установке накладок без непосредственной пайки к перу рабочих лопаток - с помощью специальных крепежных элементов [11, 16, 17] (рис. 166, в,г) или профилированного паза-замка, выполняемого в теле лопатки вблизи входной кромки [132]. Возможным путем повышения надежности крепления накладок является также установка отдельных пластин с зазором между соседними торцами 0,003...0,006 длины пластины и выполнение сварных швов специальным образом [18].

Другой проблемой при использовании накладок и напаяк является снижение отрицательного воздействия искажения аэродинамического профиля входных кромок рабочих лопаток. В основе известных технических предложений на эту тему лежит общая идея предварительного удаления материала части лопаточного профиля в районе входной кромки с последующей установкой на это место накладки (экрана) [14, 15, 50, 56, 133-135, 141, 142]. Как правило, форма накладок и технология их установки определяются необходимостью решения дополнительной задачи - снижения уровня напряженного состояния вблизи поверхности сопряжения [14, 133], уменьшения величины центро-

бежных и вибрационных напряжений в теле рабочих лопаток [141], создания надежного соединения накладки с лопаточным профилем [56, 135], повышения трещиностойкости входной кромки к зарождению и развитию усталостных трещин [15].

Несмотря на то, что противозерозионная защита входных кромок рабочих лопаток с использованием накладок из стеллита известна, продолжают разрабатываться варианты многослойной защиты [14, 56, 134, 135, 136]. В [135] предложено выполнять защитный экран из двух слоев, соединенных электросваркой: наружного из стеллита 6 и внутреннего из стеллита 12 или сплава Hayness Alloy 6K. В [136] с целью регулирования переходных напряжений в месте сопряжения защищенной и незащищенной частей и обеспечения благоприятной эластичности соединения предложено три варианта возможного сочетания материалов накладки, промежуточного слоя и рабочей лопатки соответственно:

- стеллит 6В - хромоникелевый сплав Inconel 600 - хромистая сталь 422;
- стеллит 6В - титановый сплав AMS4900В - титановый сплав с 6 % алюминия и 4 % ванадия;
- титановый сплав 11Ti-2,4Al-4Mo-0,2Si - титановый сплав - титановый сплав.

В [56] предложена двухслойная защита с внутренним слоем из никелевого сплава, а наружным – из кобальтового.

В процессе эксплуатации турбомашин имеют место усталостные разрушения рабочих лопаток, вызванные действием переменных аэродинамических сил значительной амплитуды. Наличие эрозионных каверн, связанные с ними надрезы кромок лопатки и концентрация напряжений являются дополнительным источником возникновения усталостных трещин [176, 144].

Предложенное в [15] техническое решение обеспечивает двойной положительный эффект: обеспечивается противоэрозионная защита кромок от воздействия капельной влаги и замедляется скорость инициируемых эрозионными кавернами усталостных трещин. Это достигается путем специального профилирования входных кромок рабочих лопаток в виде усеченного клина с криволинейными боковыми сторонами, расширяющегося к средней части пера лопатки, и нанесением эрозионностойкого материала повышенной ударной вязкости на боковые стороны клина до очертания аэродинамического профиля. Расчетные оценки для лопаток паровых турбин свидетельствуют о возможности увеличения усталостной долговечности рабочих лопаток подобной конструкции в 2...3 раза.

Известен опыт использования стеллитовых накладок на рабочих лопатках из титановых сплавов [257]. Однако стеллитовые накладки, хорошо зарекомендовавшие себя при защите от каплеударной эрозии входных кромок стальных лопаток, нежелательны для защиты лопаток из титановых сплавов. Это связано со значительным несоответствием удельного веса, модуля упругости и коэффициента термического расширения стеллитовых и титановых сплавов. В результате такого несоответствия вероятны срывы защитных пластин с поверхности рабочих лопаток в процессе эксплуатации. Опытно-промышленные исследования показали предпочтительность защиты титановых рабочих лопаток пластинами из титановых же сплавов с большей, чем у материала лопаток твердостью (до HV 400...650) [19, 59, 261]. Например, фирма «Альстом» в качестве материала накладок для защиты титановых лопаток использует карбид титана со стальной матрицей и добавками хрома, кобальта, никеля [50, 270]. Перспективными эрозионностойкими сплавами являются

нитинолы разных марок (20...60 % никеля, остальное - титан). Положительной чертой накладок из нитинолов является отсутствие кобальта, повышенная демпфирующая способность и меньший удельный вес по сравнению со стеллитами. Защитными пластинами из нитинола были оснащены входные кромки рабочих лопаток длиной 1200 мм из сплава ТС-5, установленных в последней ступени цилиндра низкого давления головного образца конденсационной турбины К-1200-240 ЛМЗ [161]. Указывается также на целесообразность использования подобных накладок для защиты стальных рабочих лопаток, так как обеспечивается более надежное соединение нитиноловой накладки с металлом самой лопатки по сравнению со стеллитовой [45, 52]. Однако как показывает опыт эксплуатации, эрозионная стойкость нитинолов в значительной мере зависит от индивидуальных отклонений состава сплавов в процессе их изготовления.

Представляют интерес предложения об изготовлении защитных накладок входных кромок рабочих лопаток из эластичных неметаллических материалов. Основная трудность при этом заключается в сложности их крепления на входной кромке. Например, указанная трудность в сочетании с характерными свойствами самого материала не позволили достичь в условиях эксплуатации удовлетворительной стойкости защиты с помощью резиновых накладок [230]. В [13] предложено композиционное покрытие, состоящее из никелевой сетки, ячейки которой заполнены эластичным эрозионностойким материалом - фенольнокаучуковой клеевой пленкой (рис. 166,д). В [12] предлагается экранировать входную кромку лопатки съемным носком из эластичного эрозионностойкого материала (рис. 166,е).

Противозерозионная защита с помощью относительно тонких покрытий имеет ряд преимуществ перед защитой накладками:

- практически не искажается геометрия межлопаточных каналов рабочего колеса;
- мала дополнительная центробежная нагрузка на корневые сечения рабочих лопаток и ротор в целом;
- исключается коробление профильной части лопатки вследствие отсутствия при создании покрытия остаточных термических напряжений, появление которых характерно для технологии напайки толстых накладок;
- имеется возможность нанесения износостойкого слоя практически из любого материала с заранее заданным набором физико-химических и прочностных свойств.

Несмотря на то, что эрозионный износ покрытий на полную глубину происходит за менее длительный срок, чем у более толстых накладок из того же материала, однако их ремонтпригодность выше. Это связано с простотой технологии и оборудования для многих широко применяющихся в настоящее время способов нанесения покрытий [22, 85, 201] и позволяет осуществлять периодическое восстановление их защитных свойств в стационарных условиях.

Одним из первых защитное покрытие на лопатках отечественных турбин применил Харьковский турбинный завод. Входные кромки рабочих лопаток одной-двух последних ступеней турбин К-100, К-160, К-300-240 ХТГЗ, К-220-44 ХТГЗ имеют электроискровое покрытие сплавом Т15К6 (79 % карбида вольфрама, 15 % титана, 6 % кобальта). В настоящее время ХТГЗ применяет покрытие сплавом Т15К6 для турбин атомных электростанций, работающих по двухконтурным схемам [82]. Имеется также опыт использования электроискрового покрытия Т15К6 для защиты рабочих лопаток турбины АК-70-13, работавшей в составе одноконтурной установки ВК-50 [48]. Однако

эрозионная стойкость сплава Т15К6 в условиях эксплуатации из-за разницы в толщине покрытия после его нанесения оказывается не достаточно высокой.

Имеет хорошие перспективы способ поверхностного упрочнения закалкой токами высокой частоты. Ему присущ ряд положительных черт:

- возможность полной автоматизации, стабильность и высокая воспроизводимость технологического процесса;
- отсутствие в упрочненном слое кобальта и других элементов, образующих долгоживущие изотопы.

Поэтому ХТГЗ использует закалку токами высокой частоты входных кромок для упрочнения поверхностного слоя рабочих лопаток последних ступеней турбин атомных электростанций, работающих по одноконтурной схеме (например, К-500-65/3000 ХТГЗ) [82]. Закалку токами высокой частоты также предполагает метод упрочнения восстановленных входных кромок, разработанный в [172]. Разработанные в последние годы технология и оборудование для промышленной закалки лопаток паровых турбин большой мощности позволяют создавать упрочненный слой толщиной до 5 мм, шириной до 90 мм и твердостью металла в зоне закалки HRC 42...46 [166].

Концерн «Шкода» также использует названные способы упрочнения рабочих лопаток: электроискровое покрытие твердым сплавом лопатки длиной 840 мм 5-й ступени цилиндров низкого давления турбин мощностью 200 МВт для тепловых электростанций и закалку токами высокой частоты лопаток всех ступеней цилиндров высокого давления турбин мощностью 220 МВт для атомных электростанций с реактором ВВЭР-440 [45]. Закалку токами высокой частоты входных кромок рабочих лопаток 15-й ступени цилиндров низкого давления длиной 950 мм

турбин мощностью 1200 МВт для атомных электростанций с реактором ВВРк практикует фирма «Броун-Бовери» [174].

Для защиты от эрозионного изнашивания лопаток влажно-паровых ступеней турбин судовых атомных энергетических установок, обладающих на периферии сравнительно невысокими окружными скоростями порядка 200...330 м/с, «Ленинградский Кировский завод» использует для лопаток последних ступеней частей низкого давления тонкое электролитическое хромовое покрытие толщиной 60...80 мкм (атомный ледокол «Ленин») и электроискровое покрытие сплавом Т15К6 (атомные ледоколы «Арктика» и «Сибирь») [65, 66]. Опыт эксплуатации судовых турбин свидетельствует о необходимости применения более стойкой противоэрозионной защиты.

Известны также случаи применения ЛКЗ плазменных покрытий из сплавов КБХ (39 % хрома, 5 % бора, 5 % углерода, 1 % кремния, остальное - железо) и колманой (15 % хрома, 2 % бора, 5 % железа, 0,6 % углерода, 3 % кремния, остальное - никель) рабочих лопаток 14-й и 15-й ступеней части низкого давления судовых турбин атомных энергетических установок ледоколов [73, 178, 186], а также поверхностного упрочнения входной кромки до твердости HRC 60 на глубину 1,5...2,0 мм путем закалки токами высокой частоты [65]. Покрытие из сплава типа колманой предлагалось к использованию и за рубежом [140].

В научно-технической литературе имеются упоминания об единичных случаях опытно-промышленной эксплуатации лопаток влажнопаровых турбинных ступеней с другими типами противоэрозионных покрытий. Фирма «Дженерал Электрик» широко применяет плазменное напыление. Оно выполнено примерно на 30 турбинных ступенях. Имеется также опыт напыления хрома и карбида хрома [223]. Фирма «Вестингауз» выполняла

наплавление с помощью индукционного нагрева эрозионно-стойкого слоя из кобальтохромового сплава на передние кромки лопаток цилиндров низкого давления мощных паровых турбин [240], а также плазменное напыление порошкообразного карбида вольфрама на рабочие лопатки всех 20 ступеней атомной турбины мощностью 175 МВт [209, 252]. Диффузионное борирование входных кромок рабочих лопаток первой после промперегрева ступени турбины мощностью 700 МВт применяет фирма «Дженерал Электрик» [223]. Фирма «Turbine Metal Technology» для предотвращения эрозионного, эрозионно-коррозионного изнашивания и коррозионного растрескивания под напряжением выполняла упрочнение поверхности рабочих лопаток турбин мощностью 400 и 600 МВт путем диффузионного осаждения реакционного интерметаллического слоя толщиной 0,025...0,25 мм [225]. Получены довольно обнадеживающие результаты, позволившие специалистам фирмы сделать вывод о возможности с помощью такого покрытия решить в значительной мере проблему каплеударной эрозии, питтинговой коррозии и коррозии под напряжением. С 1983 г. для защиты рабочих лопаток на десяти турбинах производства фирм США и Японии использовалось противозэрозионное покрытие из сплава железа с хромом и бором, производилось плазменное напыление карбида хрома [249]. Известны также единичные случаи использования рабочих лопаток с ионным напылением комбинированных покрытий хром-нитрид титана и нитрида титана, установленных в последних ступенях турбин привода компрессора [46]. После трехлетней эксплуатации на поверхности этих лопаток видимых следов эрозии не обнаружено.

Особое место среди технологических способов упрочнения входных кромок лопаток влажнопаровых турбинных ступе-

ней занимают способы создания противоэрозионных покрытий на защищаемой поверхности путем изменения усталостно-эрозионных свойств поверхностного слоя детали. К их числу, например, относится упомянутая выше закалка токами высокой частоты. В последние годы предложены и экспериментально исследованы другие способы поверхностного упрочнения. В [23] сообщается об исследованиях поверхностных слоев рабочих лопаток из стали 13X12HBMФА (ЭИ961Ш) и титанового сплава BT5-1 после ультразвукового упрочнения ударами стальных шариков. В результате в слое глубиной до 200...500 мкм достигается увеличение твердости (наклеп) и образование системы сжимающих остаточных напряжений, что обеспечивает увеличение усталостной прочности рабочих лопаток на 20...30 %. Несмотря на то, что исследования эрозионной стойкости не проводились, факт увеличения твердости материала заставляет судить о положительном воздействии упрочнения на эту величину. Наплавленные поверхности, в первую очередь, стеллитом, предлагается обрабатывать по методу поверхностного упрочнения трением [126]. В результате совместного действия температуры и пластической деформации происходят структурные превращения в поверхностном слое, повышающие микротвердость и предел выносливости. Так, упрочнение трением наплавленного слоя стеллита ВЗК вызвало наклеп материала на глубину до 120 мкм до максимальной твердости HB 540 (твердость неупрочненного стеллита HB 270) и повышение на 10 % предела выносливости накладки.

Предлагаются комбинированные способы создания противоэрозионной защиты на основе сочетания двух различных методов – одного из методов нанесения слоя износостойкого материала и одного из методов поверхностного упрочнения, кото-

рый окончательно формирует высокопрочный эрозионностойкий слой. В [53] предлагается эрозионностойкое покрытие входных кромок рабочих лопаток, получаемое газоплазменным напылением с последующей упрочняющей обработкой лазерным лучом. Лазерная закалка поверхности с образованием в поверхностном слое эрозионностойкой однонаправленной структуры из объемных элементов повышенной плотности также рекомендуется в [51]. В [9] предложен способ упрочнения поверхности рабочих лопаток путем индукционного нагрева токами высокой частоты и последующей механической обработкой роликом с поверхностным пластическим деформированием.

Конструкция защитных покрытий, способы их нанесения на конструктивные элементы турбин постоянно совершенствуются. Появляются новые технические предложения, направленные на повышение износостойкости покрытий, расширение технологических возможностей, повышение производительности их нанесения и снижение себестоимости. В [213] сообщается об использовании гальванического никелевого покрытия толщиной 0,2...0,3 мм волокнистых композиционных материалов. В [10] с целью создания на поверхности лопаток более толстых демпфирующих пленок влаги предложена лопатка с противозэрозионным покрытием, выполненным из гидрофильного материала, смачиваемость которого выше смачиваемости защищаемой поверхности (окислы, хлориды, силикаты, карбонаты и др.). В [58] предлагается противозэрозионное покрытие входной кромки рабочей лопатки, получаемое путем осаждения паров твердого сплава при высокой температуре в вакууме и позволяющее повысить надежность соединения защитного слоя с основным материалом без снижения конструктивной усталостной прочности лопатки.

Перспективным способом дальнейшего повышения эрозионной стойкости покрытий является управление микроструктурой создаваемого защитного слоя. В [20] предлагается создание специальной пластинчатой структуры в покрытии из железоникелевого сплава (содержание железа 15...20 %) на стальных или титановых рабочих лопатках. В [139] предлагается направленные затвердевание литого стеллита, в результате которого образуется тонкая дендритная структура (диаметр дендритов менее 10 мкм) с расположением дендритов равномерно и с одинаковой ориентацией - перпендикулярно направлению ударного воздействия капель влаги.

Перспективным способом дальнейшего повышения эрозионной стойкости входных кромок рабочих лопаток влажнопаровых ступеней может быть создание многослойных покрытий, как правило, состоящих из двух-трех слоев различных материалов. В [137] предлагается двухслойное покрытие, один слой которого обладает максимальной эрозионной стойкостью при ударе частиц под углом, близким к нормальному, а второй - при ударе под углом, близким к тангенциальному. В [213] упоминается двухслойное покрытие - металлическое снаружи и эластичное внутри. В [228] сообщается об исследовании двухслойного эластичного покрытия, верхний слой которого имел более высокий акустический импеданс, чем нижний. Турбостроительная фирма ASEA Stal для защиты от эрозии и коррозии рабочих лопаток некоторых типов судовых турбин мощностью 20...30 МВт использует трехслойное покрытие, получаемое плазменным напылением [260].

В многослойных покрытиях наличие промежуточного слоя (или слоев) расширяет возможности противоэрозионной защиты. Во-первых, появляется возможность создавать эрозионно-

стойкие покрытия из материалов, вообще не имеющих или имеющих недостаточную адгезию с материалом профильной части рабочих лопаток. Так, с целью повышения адгезии в [60] разработано трехслойное покрытие: внутренний слой из хрома, промежуточный - композиционный из титана и нитрида титана, наружный - из нитрида титана. В промежуточном слое соотношение концентраций титана и нитрида переменено по толщине: вблизи хромового слоя преобладает титан, а вблизи эрозионностойкого слоя - нитрид титана. В [138] подобная задача решается иным путем: в плазменном двухслойном покрытии на поверхности раздела внутреннего и наружного эрозионностойкого слоев создается повышенная микрошероховатость.

Во-вторых, выполнение внутренних слоев из эрозионно-стойких, но пластичных материалов (например, чистого титана) позволяет снизить путем релаксации уровень возникающих в процессе плазменного напыления температурных остаточных растягивающих напряжений в верхнем эрозионностойком слое [123]. Согласно экспериментальным данным [144] снижение уровня растягивающих напряжений в покрытии положительно сказывается на его эрозионной стойкости.

В-третьих, замедляется или исключается нежелательный диффузионный переход отдельных компонентов сплавов из конструктивного элемента в покрытие и обратно. В [49] предлагается защита титановых рабочих лопаток с помощью двухслойного покрытия, внутренний слой которого выполняется из чистого ванадия, а наружный - из сплава ванадия, хрома и кобальта. Такое сочетание материалов слоев сводит к минимуму как переход ванадия в сплав лопатки, так и переход сплава Co-Cr-Va в слой ванадия.

Известны также предложения об использовании в качестве противоэрозионных покрытий из керамических материалов на основе кремнеземных и углеродных тканей с фенольными, эпоксидными и каучукосодержащими матрицами [4], а также с композиционными матрицами, упрочненными бором [57].

Широко используются защитные покрытия в газотурбостроении с целью защиты рабочих лопаток компрессоров и турбин газотурбинных двигателей от воздействия высокотемпературной коррозии и абразивного износа. В работах [79, 118, 129, 255, 265] приведены подробные обзоры по составу, способам нанесения и эксплуатационным характеристикам тонких покрытий. Следует отметить, что работоспособные жаростойкие покрытия представляют собой интерес с точки зрения возможности их успешного применения в качестве защиты от каплеударного эрозионного изнашивания во влажнопаровых ступенях. Максимальное использование опыта эксплуатации поверхностно упрочненных лопаток газотурбинных двигателей применительно к реальным условиям влажнопаровых турбинных ступеней - один из наиболее эффективных и естественных путей решения проблемы создания высокостойких покрытий.

Защитные покрытия и наплавки эрозионностойких материалов широко используются для предотвращения щелевого эрозионно-коррозионного изнашивания поверхности неподвижных элементов конструкций цилиндров высокого давления турбин насыщенного пара. Так, ХТГЗ упрочняет эти поверхности в турбине К-220-44 специальной наплавкой стали, легированной 13 % хрома [35]. Аналогичную технологию для турбин мощностью 220 МВт использует концерн «Шкода» [45], для турбин мощностью 600 и 1100 МВт - фирма «Парсонс», для турбин мощностью 660 и 1300 МВт - фирма КВУ [174] и др. Фирма

«Вестингауз» рекомендует использование реакционных алюминиевых и никель-кадмиевых покрытий, нанесенных методом ионно-парового осаждения, а также тефлонового покрытия типа инертной мембраны [209].

7.3.2. Экспериментальные исследования эрозионной стойкости материалов для защитных покрытий конструктивных элементов влажнопаровых ступеней

К настоящему времени экспериментальные исследования процесса эрозионного изнашивания проведены для широкого круга металлических, неметаллических, керамических и композиционных материалов. Накоплены богатейшие экспериментальные данные о развитии в них процесса эрозии. В работах [16, 60, 69, 144, 153] можно найти достаточно объемные сводки результатов экспериментальных исследований эрозионной стойкости различных материалов, проведенных отечественными научно-исследовательскими институтами и заводами. Они показывают, что величина эрозионной стойкости материалов существенно зависит от условий нагружения поверхности образца - нормальной составляющей скорости соударения капель влаги, их диаметра и дисперсного состава потока капель. Для отдельных материалов наблюдается даже инверсия их расположения в ряду эрозионной стойкости (рис. 95).

Указанные исследования позволяют наметить наиболее перспективные материалы с точки зрения возможности получения на их основе надежной противозэрозийной защиты конструктивных элементов влажнопаровых турбин. Исследования проводились как для собственно материалов, так и для покрытий, т.е. достаточно тонких слоев, эрозионные характеристики

которых зависят не только от стойкости самих материалов, но определяются также влиянием подложки [213]. Экспериментально показано, что толщина защитного покрытия является важным параметром, влияющим на процесс эрозионного и коррозионного износа. Например, у диффузных покрытий толщина упрочненного слоя оказывает решающее воздействие на кавитационную стойкость покрытия [200]. Проведенные исследования [1] показали также наличие оптимальной толщины хромовых покрытий, составляющей 35...40 мкм. При такой толщине покрытие рабочих колес гидротурбин имеет наивысшую кавитационную стойкость.

В ранних работах [78, 210, 216] исследовалась эрозионная стойкость твердых сталей и сплавов. Было выявлено, что наименее склонными к эрозионному изнашиванию являются высоколегированные сплавы типа Ni-Cr-B: сормаиты и КБХ. Однако их эрозионная стойкость не была подтверждена в процессе длительной эксплуатации в натуральных паровых турбинах [178].

Большое число публикаций посвящено исследованию эрозионных свойств стеллитовых пластин и наплавов. Эрозионная стойкость отдельных марок стеллитов различается в 3...6 раз, причем она увеличивается при повышении содержания углерода и (или) вольфрама [213]. Согласно данным, приведенным в [156], эрозионные свойства стеллитов очень чувствительны к термообработке (рис. 167). Например, применение направленного затвердевания, приводящего к получению в материале равномерно распределенной тонкой дендритной структуры, вызывает повышение эрозионной стойкости [139]. Металлографические исследования показали [250], что разрушение и износ стеллитов происходит в результате растрескивания по границам раздела между карбидом и матрицей. Относительная

стойкость стеллита к каплеударной эрозии примерно в 8...9 и 5..6 раз выше, чем у лопаточных сталей [117, 215] и титановых сплавов TC5, BT5, BT3-1 [117] соответственно. Однако она на 60 % ниже, чем у сплавов типа T15K6, T5K10, а также в 3 и 2,5 раза ниже, чем у КБХ и лопаточных сталей после поверхностной закалки токами высокой частоты [216].

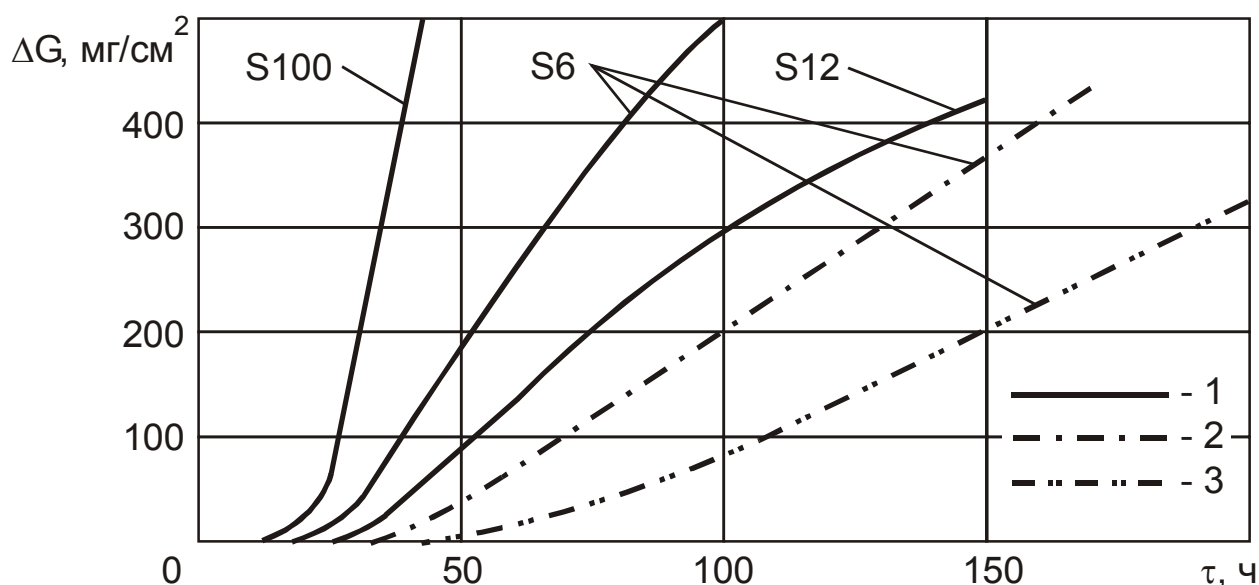


Рис. 167. Эрозионный износ образцов из стеллита и влияние термообработки: 1 - штамповка; 2 - термообработка при 1200^oС и охлаждение в течение 1 ч; 3 - вакуумная электродуговая переплавка

Эрозионные свойства пластин из сплавов T15K5 и T5K10 исследовались в [216]. В отличие от стеллитов, разрушение этих сплавов происходило без образования развитого рельефа поверхности. При каплеударном нагружении на поверхности пластин возникают хаотично ориентированные, иногда даже пересекающиеся трещины, по мере роста которых происходит скалывание отдельных объемов материала. Их повышенная на 60 % по сравнению со стеллитом эрозионная стойкость объясняется большей твердостью входящих компонентов и технологическими особенностями получения спекаемых пластин.

Пластины из композиционных материалов, хорошо зарекомендовавшие себя в качестве конструкционных материалов во многих областях машиностроения, также исследовались на стойкость к каплеударному эрозионному изнашиванию [4, 213, 254]. Однако улучшение прочностных характеристик при армировании волокнами не сопровождается соответствующим увеличением эрозионной стойкости. Согласно [4, 69] слабое влияние структуры материала на эрозию в потоке мелких капель связано с локальным нагружением поверхности материала, что требует наличия однородно прочного материала. В отличие же от однородного материала отдельные волокна, поверхности раздела и слои матрицы при ударе капли влаги малого размера испытывают воздействие не как единое целое. Эрозионная стойкость композита обусловлена совокупным влиянием матрицы и волокон. В инкубационном периоде износа она определяется, в основном, механическими свойствами матрицы и ее разрушением, а в периоде установившегося износа - свойствами волокон, структурой наполнителя и их разрушением. На эрозионную стойкость значительное влияние оказывает ориентация армированных слоев: при ударе капель вдоль слоя скорость эрозионного изнашивания в 2...4 раза больше, чем при поперечном ударе. Сравнительные испытания различных композиционных материалов показали, что износостойкость в потоке капельной влаги у стеклопластиков с эпоксидным связующим в 4...5 раз выше, чем с фенольным [4]. Среди исследованных типов композиционных материалов к числу наиболее эрозионностойких можно отнести стеклопластики на эпоксидном [4] и полиамидном [213] связующих, многослойные углепластики на фенольном связующем [4]. На повышение эрозионной стойкости положительное воздействие оказывает приме-

нение следующих упрочняющих мероприятий: увеличение твердости матрицы [254], добавление порошка окиси алюминия дисперсностью 1...5 мкм в матрицу [254], расположение волокон нормально к поверхности пластины и применение х-у - петель, повернутых друг относительно друга, дополнительное армирование слоев плотными металлическими сетками [4, 213].

Среди покрытий наибольший интерес был проявлен к исследованию эрозионных свойств плазменных покрытий. Это связано с рядом их преимуществ перед другими известными типами защитных покрытий: широким кругом наносимых материалов, равномерностью по толщине, высокой адгезией, низкой пористостью, малой деформацией подложки, возможностью управления свойствами и структурой покрытий и т.д. Эрозионная стойкость стеллитовых слоев, получаемых в результате плазменного напыления, сильно зависит от технологии процесса. Согласно данным [269] сплав стеллита 6, наносимого стандартным методом плазменного напыления, имеет низкую эрозионную стойкость, тогда как тот же сплав, нанесенный напылением в вакууме, имеет стойкость, сопоставимую со стойкостью стеллитовых накладок. При этом, наплавка отличается более длительным инкубационным периодом, чем нержавеющая сталь типа 403, и достаточно низкой скоростью износа образцов во втором и третьем периодах эрозии. В [216] изучалась эрозионная стойкость сплавов сормайт, колманой и КБХ. Наиболее эрозионностойким оказался КБХ, стойкость которого в 2,5 раза выше, чем при электроискровом упрочнении сплавом Т15К6, в 1,8 раза выше, чем у пластин Т5К10, в 3 раза выше, чем у стеллита. В качестве существенного недостатка покрытия из КБХ отмечено распространение усталостных трещин в за-

щищаемый металл и большая гетерогенность эрозионных свойств по объему покрытия. Последний недостаток проявляется не только в лабораторных условиях, но и в условиях эксплуатации турбин и заметно сказывается на величине случайного разброса параметров эрозии защитного покрытия из КБХ на рабочих лопатках судовых турбин [186]. В [29] сообщается об исследованиях плазменных покрытий из колманоев, поверхностная твердость которых в результате термической обработки была доведена до 0,9...1,0 ГПа. Их износостойкость оказалась в несколько раз выше, чем у сплава ВЖ-98 и электролитического хромового покрытия. Плазменные покрытия системы никель-хром имеют в 10...15 раз большую продолжительность инкубационного периода, чем лопаточные стали. В [83, 85] содержится большой объем экспериментальных данных, позволяющих судить о стойкости металлических и керамических покрытий в условиях эрозионного, коррозионного и фрикционного износа. При характерных для влажнопаровых ступеней турбомашин условиях каплеударного нагружения рабочих лопаток в названных работах рекомендуется использование покрытий из смеси порошков никеля и алюминия, никельхромоборкремниевых сплавов, окислов алюминия, циркония, хрома, карбидов титана, сплава типа никель-хром-бор.

Наряду с нахождением эрозионностойких материалов для плазменного напыления, важнейшей задачей при разработке надежной защиты конструктивных элементов турбин является совершенствование технологии ее нанесения - выбор оптимальных режимов технологического процесса, обеспечивающих получение максимальной эрозионной стойкости, уменьшение гетерогенности свойств покрытий, повышение воспроизводимости режимов напыления и т.д. Возможность управления

эрозионной стойкостью технологическими мерами подтверждается результатами работ [127, 222].

Высокую эрозионную стойкость имеют электроискровые покрытия сплавами Т15К6 и Т30К4 [216]. Стойкость этих сплавов выше, чем у стеллитов, причем она возрастает при увеличении содержания карбида титана.

Хорошие противозерозионные свойства продемонстрировало упрочнение поверхностной закалкой токами высокой частоты. Несомненным достоинством закалки токами высокой частоты являются высокие однородность свойств упрочненного слоя и воспроизводимость технологического процесса, обеспечивающие меньший разброс эрозионной стойкости конструктивных элементов по сравнению с плазменными покрытиями. Закалка токами высокой частоты положительно сказывается на стойкости лопаточных сталей. Согласно экспериментальным данным [131, 144, 153], в диапазоне скоростей соударения капель влаги 200...600 м/с она повышается в несколько раз по сравнению с исходным, неупрочненным состоянием. Несмотря на немного более низкую стойкость (на 20 %) по сравнению с электроискровым покрытием сплавом Т15К6, в [216] делается предположение о более высоком эрозионном ресурсе вследствие большой толщины упрочненного слоя. Эксплуатация закаленных рабочих лопаток последней ступени цилиндра низкого давления турбины К-300-240 на Змиевской ГРЭС показала, что рельеф эродированной поверхности развит менее, чем у лопаток с электроискровым упрочнением сплавом Т15К6.

Диффузионные покрытия имеют низкую эрозионную стойкость. Металлографические исследования покрытий, полученных путем карбидизации-хромирования и хромирования-борирования, показали наличие в них развитой системы микротре-

щин и выделение хрупких карбидов и боридов в виде сплошной сетки по границам зерен [216]. Азотирование и цементация также приводят лишь к кратковременному увеличению эрозионной стойкости [213, 230]. Возможно повышение стойкости диффузионных покрытий, например, борирования [34], путем создания эвтектических покрытий в соответствии со способом, предложенным в [8].

Электролитические хромовые покрытия не обладают достаточной эрозионной стойкостью и сопротивляются износу хуже, чем плазменные покрытия из сплавов колманой и КБХ, электроискровое покрытие Т15К6 и др. [178]. Однако электролитические никелевые покрытия толщиной 0,2...0,3 мм обеспечивают надежную защиту поверхности и при дозвуковых скоростях соударения они в 40 раз превосходят самые лучшие композиционные покрытия [213]. В [160] отмечается, что гальваническое никелевое покрытие обладает большей эрозионной стойкостью, чем закаленная сталь типа 20Х13 и специальные инструментальные стали.

Защита рабочих лопаток высокоэластичными покрытиями, например, резиновыми не дает положительных результатов [230]. Вдобавок, они оказываются также неудовлетворительными и с точки зрения сложности их крепления к перу лопатки.

Экспериментальных исследований по эрозионному изнашиванию детонационных покрытий практически нет, хотя они, по-видимому, могут успешно конкурировать с плазменными покрытиями. Детонационный способ напыления устраняет два существенных недостатка плазменных покрытий: недостаточную адгезию и значительную пористость при полном сохранении механических и физико-химических свойств покрытий. Согласно [22] детонационное покрытие из карбида вольфрама с

30 % никеля обладает износостойкостью в 2 раза большей, чем плазменное.

Из новейших способов упрочнения обнадеживающие результаты показало применение ионной имплантации: продолжительность инкубационного периода малоуглеродистой стали AISI-1018, упрочненной ионами хрома, увеличилась в 3 раза по сравнению с неупрочненной сталью [63]. По мнению автора, это связано с локальным увеличением твердости тонкого (примерно 10 мкм) поверхностного слоя металла. Институтом EPRI (США) разработана технология SPE создания защитных покрытий на лопатках паровых турбин. Лабораторные исследования показали, что такие покрытия в 3 раза превосходят по стойкости покрытия плазменного напыления и в 10 раз - нержавеющей сталь типа 433 без покрытия [229]. В [144] исследовались покрытия вольфрамом, карбидом ниобия и нитридом титана стали 20X13 и сплава ХН62МВКЮ, получаемые методом ионно-парового осаждения из газовой фазы. Представление о сравнительной эрозионной стойкости ряда покрытий дает рис. 168. Следует отметить важность оптимального сочетания свойств материалов покрытия и защищаемого им конструктивного элемента:

- сплав ХН62МВКЮ, защищенный нитридом титана при скорости соударения капель 160 м/с в 4 раза более стоек, чем сталь 20X13 с той же защитой;
- сплав ТС-5 с покрытием из оксида хрома показал большую стойкость, чем незащищенная сталь 20X13, то же покрытие на нитиноле разрушалось, как и исходный нитинол.

Таким образом, эрозионная стойкость покрытий, в отличие от сравнительно толстых накладок и наплавов, зависит не только от стойкости материала покрытия, но и от свойств подложки.

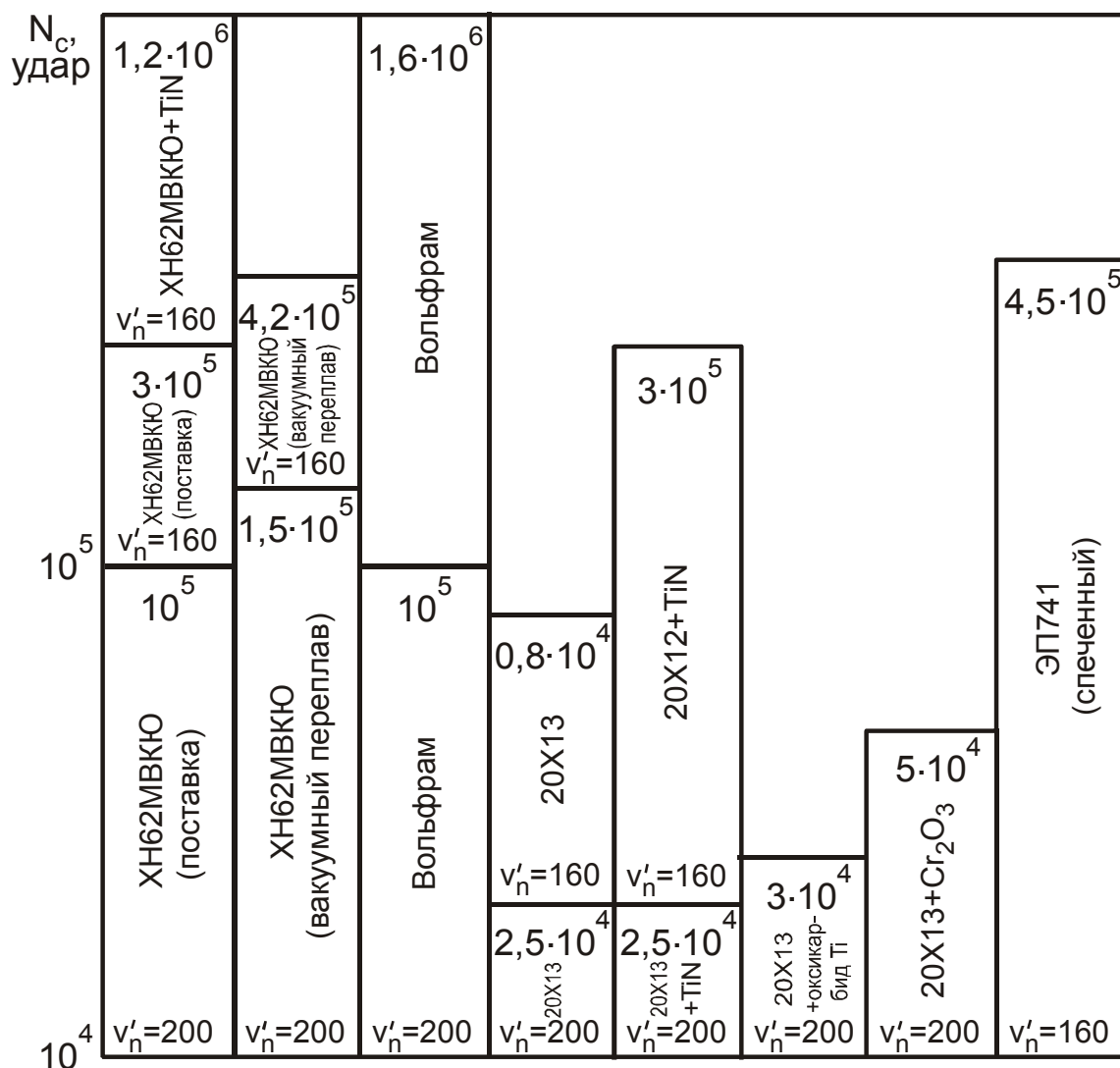


Рис. 168. Сравнительная эрозионная стойкость покрытий (N_c - число соударений со струей жидкости диаметром 1 мм до исчерпания инкубационного периода) [144]

Наибольший интерес имеют результаты немногочисленных экспериментальных исследований эрозионного изнашивания защитных покрытий на натуральных лопатках влажнопаровых ступеней эксплуатирующихся турбин. Связано это с тем, что данные лабораторных испытаний образцов на имеющихся струе- и каплеударных и магнитострикционных стендах не могут служить достоверным критерием оценки стойкости покрытий [178, 256]. К сожалению, в настоящее время отсутствует научно обоснованная теория моделирования процесса каплеударной эрозии, с помощью которой данные лабораторных ис-

следований могли бы быть достаточно корректно перенесены на условия эксплуатации паровых турбин.

Наиболее широкими по числу покрытий и продолжительности наблюдений (25...45 тыс. ч) являются совместные исследования Ленинградского Кировского завода и Ленинградского политехнического института. Многолетние наблюдения за протеканием каплеударной эрозии штатных рабочих лопаток 15-й ступени части низкого давления влажнопаровой турбины атомной энергетической установки ледокола «Ленин», защищенных тонким электролитическим хромовым покрытием толщиной 70...80 мкм, позволили выявить качественные особенности влияния покрытия на характеристики износа [73]. Применение стойкой противозэрозионной защиты значительно снижает потерю массы рабочими лопатками, т.е. кинетическая кривая лежит существенно ниже кинетической кривой для незащищенной лопатки. Если стойкость выбранной защиты недостаточна, то в некоторый момент времени, определяемый моментом сквозного эрозионного разрушения слоя покрытия, наблюдается резкое ускорение износа и переход в дальнейшем на кинетическую кривую неупрочненной рабочей лопатки. В этой же турбине проводилось эксплуатационное исследование нескольких экспериментальных пакетов рабочих лопаток последней ступени части низкого давления, входные кромки которых были упрочнены плазменными покрытиями сплавами КБХ и колманой с последующим их оплавлением игольчатой плазменной дугой, электроискровым покрытием сплавом Т15К6 и поверхностной закалкой токами высокой частоты [64, 178]. Из исследованных сплавов наименьший эрозионный износ имело покрытие КБХ, хотя ширина зоны эрозии на поверхности плазменного покрытия колманоем была уже, чем у КБХ. Несколько меньшую стой-

кость показали электроискровое покрытие сплавом Т15К6 и закалкой токами высокой частоты. Наименьшей эрозионной стойкостью обладали лопатки с электролитическими хромовыми покрытиями. В [64] сделан вывод о том, что при окружных скоростях выше 250 м/с исследованные покрытия не являются эффективным средством защиты входных кромок рабочих лопаток.

В [209] сообщается о натуральных испытаниях эрозионной стойкости плазменных покрытий из порошкового карбида вольфрама на лопатках влажнопаровых ступеней турбины атомной установки мощностью 175 МВт. Осмотр семи ступеней, проведенный по истечении трех лет во время капитального ремонта турбины, показал наличие небольших следов износа на рабочих лопатках трех последних ступеней.

Принципиальная особенность кинетики эрозии поверхностно упрочненных образцов материалов и натуральных конструкций заключается в изменении характеристик разрушения в момент сквозного износа защиты и перехода к разрушению материала защищаемого элемента. Сравнение характерных толщин современных эрозионностойких покрытий ($\delta > 200$ мкм) с приведенными в табл. 68 и 69 эрозионно-усталостными свойствами E_1 различных материалов свидетельствует о достижении сквозного разрушения покрытия во II установившемся (преимущественно при каплеударном повреждении) или в III установившемся (преимущественно при кавитационном повреждении) периодах эрозии. Число характерных периодов эрозионного разрушения материала с покрытием увеличивается по сравнению с эрозией однородного материала. В их число входят:

- инкубационный;
- II установившийся для защитного покрытия (максимальной скорости эрозии покрытия \dot{E}_{2c});

- II установившийся для защищаемого конструктивного элемента;
- III установившийся для защищаемого конструктивного элемента.

При кавитационном повреждении покрытий или при каплеударном повреждении толстых накладок ($\delta > 1000$ мкм) дополнительно наблюдается III установившийся период эрозии для защиты со скоростью \dot{E}_{3c} .

Представление о качественных закономерностях кинетики эрозии материалов и конструкций с поверхностной защитой дают результаты экспериментального исследования нескольких покрытий в условиях струеударного гидроэрозионного воздействия [88, 108]. Основные технические характеристики струеударного стенда приведены в табл. 72, а принципиальная схема - на рис. 169.

Таблица 72

Технические характеристики струеударного стенда для исследований эрозионного изнашивания образцов материалов и защитных покрытий в лабораторных условиях

| Характеристика | Величина |
|--|-----------------------|
| Привод стенда: мощность, Вт напряжение сети, В | 1000 380 |
| Вращающаяся штанга: частота вращения, Гц максимальная длина, м максимальная линейная скорость образцов, м/с количество испытываемых образцов, шт | 50 1,3 200 2 |
| Система водоподготовки: избыточное давлений, кПа максимальный диаметр струи, мм максимальный расход жидкости, л/мин | 20 3 1,8 |
| Система вибрационного смещения струи: частота колебаний, Гц максимальная амплитуда колебаний, мм | 1...4 2 |

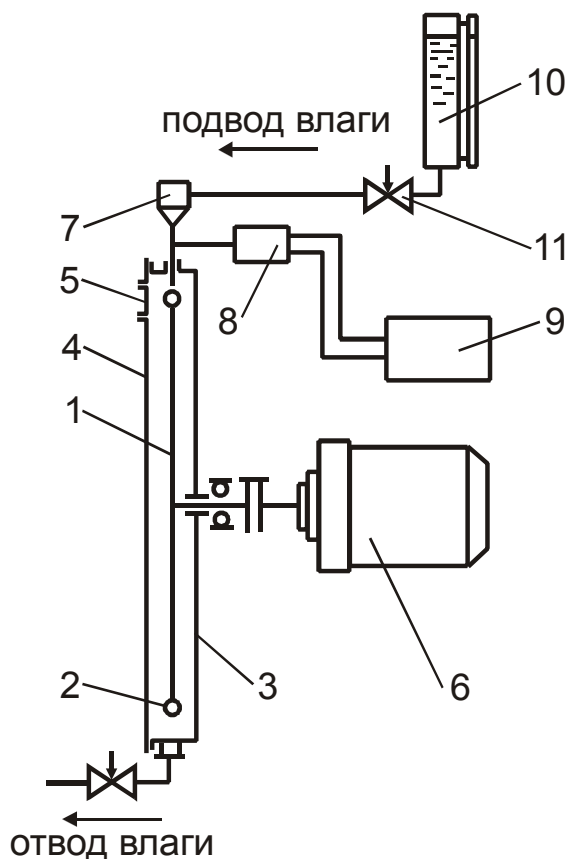


Рис. 169. Принципиальная схема струеударного стенда:

- 1 - штанга; 2 - образец; 3 - корпус;
- 4 - крышка; 5 - окно; 6 - двигатель;
- 7 - устройство для создания струи;
- 8 - электромагнитный вибратор;
- 9 - низкочастотный генератор;
- 10 - мерный бак; 11 - кран подачи

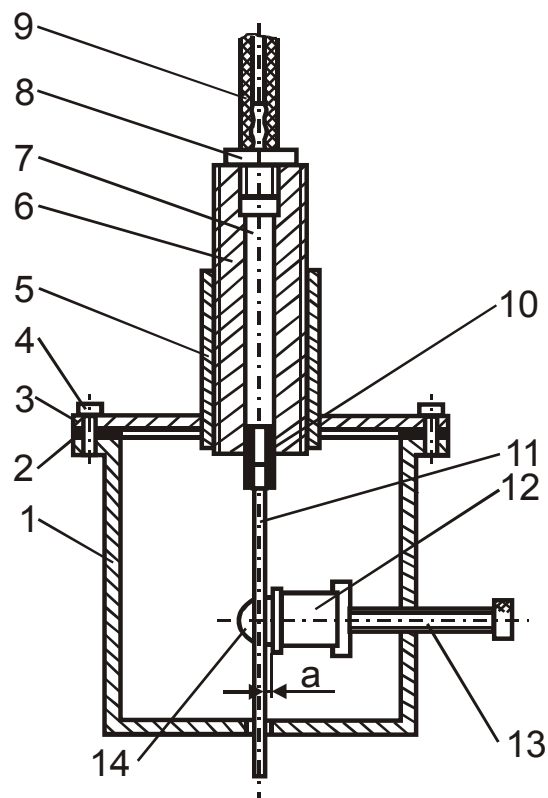


Рис. 170. Устройство для создания струи жидкости:

- 1 - корпус; 2 - уплотнение;
- 3 - крышка; 4 - винт; 5 - втулка;
- 6 - регулятор; 7 - канал для подачи воды; 8 - штуцер;
- 9 - шланг; 10 - резиновая втулка
- 11 - игла; 12 - вибратор; 13 - регулировочный винт; 14 - окно

Конструкция стенда включает защитную камеру, электропривод, системы водоподготовки и вибрационного смещения струи жидкости. Защитная камера, образованная корпусом 3 и крышкой 4 со смотровым окном 5 (рис. 169), служит для размещения вращающейся штанги 1. В нижней части камеры выполнено дренажное отверстие для отвода излишков влаги. Штанга 1 на обоих концах имеет приспособления для крепления двух испытываемых образцов 2. Варьирование относительной скорости соударения жидкости по поверхности образ-

цов 2 осуществляется изменением длины штанги 1. Электрический привод станда состоит из электродвигателя 6 переменного тока. На выходном валу с помощью жесткой муфты укреплен штанга 1. Система водоподготовки служит для получения непрерывной струи жидкости и состоит из устройства для создания струи 7, мерного бака 10 для контроля расхода жидкости и крана подачи влаги 11. Устройство 7 (его конструкция представлена на рис. 170) содержит металлическую иглу, к которой под небольшим избыточным давлением самотеком подводится жидкость из мерного бака 10. Необходимый диаметр вытекающей струи достигается подбором иглы с отверстием соответствующего диаметра. Система вибрационного смещения струи служит для равномерного распределения воздействия жидкости по поверхности экспериментальных образцов 2. Она состоит из электромагнитного вибратора 8 и низкочастотного генератора 9. Вибратор (телефонный капсюль ТА-4 с внутренним сопротивлением 65 Ом) установлен в одном корпусе с устройством для создания струи жидкости 7.

Устройство для создания струи (рис. 170) состоит из цилиндрического корпуса 1 и крышки 2, соединенных винтами 3 и герметично уплотненных резиновой прокладкой 4. На крышке 2 укреплен втулка 5, в которую ввинчивается стержень-регулятор 6, имеющий сквозной осевой канал 7. Регулятор 6 снабжен штуцером 8, к которому по шлангу 9 подводится жидкость под небольшим избыточным давлением. С противоположного конца на регуляторе 6 посредством гибкой резиновой втулки 10 укреплен металлическая игла 11. Внутри корпуса расположен электромагнитный вибратор 12. Он закреплен на регулировочном винте 13 и установлен по отношению к игле 11 с регулируемым зазором a . Для регулировки зазора при закры-

том устройстве выполнены диаметрально расположенные сквозные отверстия 15.

Испытания проводились при скорости соударения образцов $v'_n = 200$ м/с со струей воды диаметром 3 мм. Поверхность образцов из стали 20Х13 упрочнялась плазменным напылением композиционных экзотермически реагирующих порошков ПТ-19Н-01 и ПТ-19НВК-01, а также лазерной закалкой на лабораторной установке ГОС–301 с твердотельным лазером. Параметры испытанных покрытий приведены в табл. 73. Экспериментальные кинетические кривые глубины износа образцов и полученные в результате их графического дифференцирования кривые скорости изменения глубины $\dot{E} = dE / dN_c$ в зависимости от числа соударений со струей жидкости N_c приведены на рис. 171.

Таблица 73

Параметры эрозионностойких защитных покрытий образцов из стали 20Х13, испытанных на струеударном стенде

| Тип покрытия | Номер образца | Параметр покрытия | | |
|---------------------------------|---------------|-------------------|--------------------|---------------------|
| | | толщина, мкм | шероховатость, мкм | микротвердость, ГПа |
| Без покрытия | 1 | - | 1...3 | 2,4...2,6 |
| Лазерная закалка | 2 | 80...120 | 2...4 | 3,5...4,0 |
| | 3 | 150...180 | 2...3 | 4,4...4,8 |
| | 4 | 200...240 | 2...3 | 5,0...5,5 |
| | 5 | 300...400 | 100...150 | 5,2...7,0 |
| ПТ–19Н–01 | 5 | 300...400 | 100...150 | 5,2...7,0 |
| ПТ–19Н–01 с лазерной закалкой | 6 | 300...400 | 50...70 | 6,5...7,7 |
| ПТ–19НВК–01 | 7 | 300...400 | 100...150 | 7,5...8,4 |
| ПТ–19НВК–01 с лазерной закалкой | 8 | 300...400 | 50...70 | 8,3...9,0 |

Примечание : Шероховатость поверхности раздела материалов образцов и плазменных покрытий $Rz = 10...15$ мкм.

Эксперимент подтверждает наличие четырех характерных периодов эрозионного разрушения. Присутствие защитного покрытия оказывает влияние на скорость эрозии материала об-

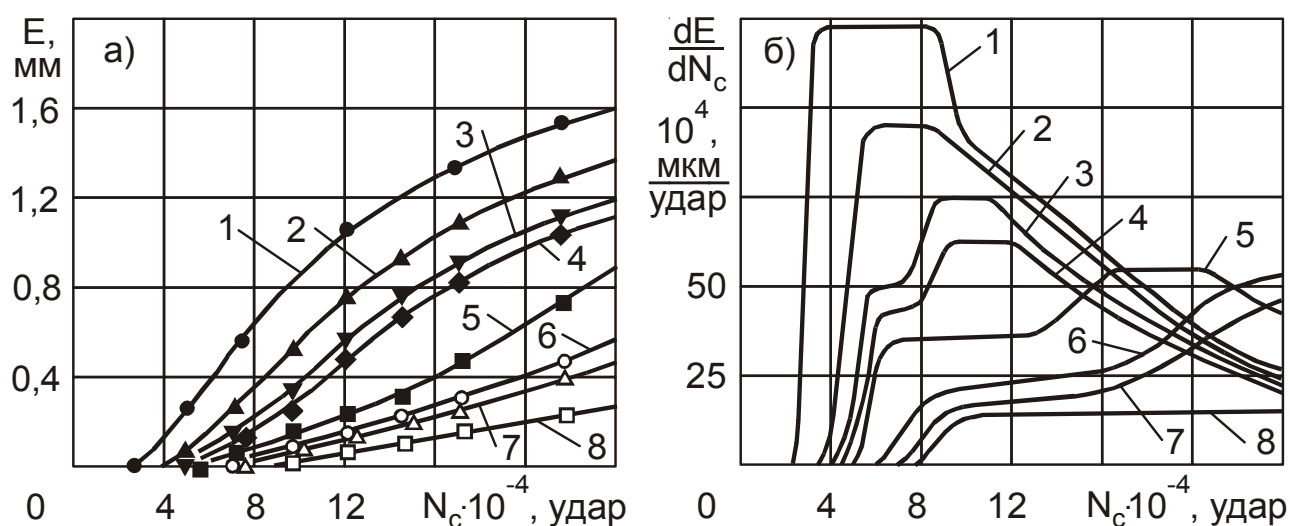


Рис. 171. Кинетические кривые для поверхностно упрочненным образцов из стали 20X13 с различными типами покрытий при струеударном воздействии: а - глубины эрозии; б - скорости изменения глубины эрозии (номера кривых соответствуют номерам образцов в табл. 73)

разца \dot{E}_2 , снижая её в 1,7...2,5 раза при одинаковых условиях струеударного воздействия по сравнению со скоростью износа образцов из стали 20X13 без поверхностной защиты.

Степень влияния покрытий из различных материалов и при различных технологических режимах их создания неодинакова, причем она пропорциональна относительной эрозионной стойкости противозерозионной защиты. Этот экспериментальный факт можно объяснить следующим образом. При ударном воздействии поверхностный слой покрытия в пределах некоторой глубины получает эрозионно-усталостное повреждение и по мере перемещения эродируемой поверхности в глубь покрытия смещается также граница повреждаемого слоя. К моменту подхода эродированной поверхности к поверхности раздела материалов поверхностный слой конструкции уже успевает получить повреждение, достаточное для перехода к эрозии защищаемого элемента без I инкубационного периода. При этом эродирующая поверхность имеет определенный для дан-

ного материала рельеф. Его наличие вызывает снижение повреждающего воздействия внешней среды по сравнению с исходной поверхностью после типовой механической обработки и, следовательно, снижение максимальной скорости эрозии \dot{E}_2 материала конструкции. Снижение тем больше и \dot{E}_2 тем ближе к минимальной установившейся скорости \dot{E}_3 , чем меньше различия между количественными параметрами эрозионного рельефа материала защищаемой конструкции. В предельном случае равенства этих параметров отпадает необходимость в переформировании рельефа покрытия к рельефу конструкции и следует ожидать отсутствия максимальной скорости эрозии \dot{E}_2 с переходом от скорости эрозии защиты \dot{E}_{2c} или \dot{E}_{3c} непосредственно к \dot{E}_3 . Минимальная установившаяся скорость разрушения поверхностно упрочненных конструкций совпадает с \dot{E}_3 деталей без противозэрозионной защиты. Это подтверждается экспериментальными данными на рис. 171,б. Незначительное снижение величин \dot{E}_3 образцов с покрытиями по сравнению с \dot{E}_3 неупрочненных образцов связано с погрешностью обработки результатов эксперимента, вследствие чего величина \dot{E}_3 не является минимальной установившейся скоростью эрозии материала образца в «чистом» виде, а представляет собой смешанную оценку с небольшой долей влияния меньшей по величине скорости эрозии материала покрытия.

7.3.3. Волновые модели формирования напряженного состояния конструктивных элементов с покрытиями и упрочнением

Волновая модель формирования напряженного состояния в неоднородном по глубине материале. Переменность по глубине материала механических свойств – типичное

явление для эродирующих конструктивных элементов влажнопаровых турбинных ступеней, так как является результатом проведения упрочняющей обработки их поверхности. В качестве интегральной количественной характеристики переменности механических свойств удобно использовать переменность твердости по глубине материала. Известно, что между твердостью металлов и сплавов и их механическими свойствами существует устойчивая корреляционная связь.

Влияние переменности твердости на формирование напряженного состояния обусловлено изменением скорости упругих продольных волн C_1 . Устанавливая с помощью формулы Герца соотношение между модулем упругости материала и твердостью по Бринеллю HB , можно записать:

$$C_1 = (1 - \nu) \pi R^2 HB \left\{ \frac{6\pi E_u HB}{(1 - 2\nu)\rho Q} \right\}^{0,5}, \quad (7.4)$$

где ν_u , E_u - коэффициент Пуассона и модуль Юнга индентора; $Q = P^{0,5} (4\pi R^2 HB - P)^{1,5} E_u - 6(1 - \nu_u^2)\pi^3 R^4 HB^2$ - коэффициент; P , R - сила, прикладываемая к индентору, и его радиус.

Исходя из (7.4), с погрешностью не более 1,5 ... 2,0 % получаем [182]:

$$\frac{C_1}{C_{10}} = \left(\frac{HB}{HB_0} \right)^{0,75}, \quad (7.5)$$

где C_{10} , HB_0 - скорость продольной волны напряжения и твердость по Бринеллю исходного неупрочненного материала.

Реальный неоднородный материал будем моделировать набором слоев малой толщины δ_c так, чтобы в пределах каждого j -го слоя твердость HB_j и скорость волны C_{1j} можно было считать постоянными и равными средним величинам в слое (рис. 172). Таким образом, произвольный j -й слой будет располагать-

ся по глубине в пределах $x_j \leq x \leq x_{j+1}$, а непрерывная функция $C_1(x)$ аппроксимироваться ступенчатой с величиной в j -м слое

$$C_{1j} = \frac{1}{\delta_c} \int_{x_j}^{x_{j+1}} C_1(x) dx = \left(\frac{C_{10}}{\delta_c HB_0^{0,75}} \right) \int_{x_j}^{x_{j+1}} HB^{0,75}(x) dx.$$

Такой подход возможен на основе теоремы Вольтерра [7], согласно которой в этом случае волновое решение для дискретной среды (в пределе, когда число однородных слоев устремляется к бесконечности так, чтобы получалось распределение скорости волн в неоднородной среде) стремится к волновому решению для непрерывной среды. Применительно к рассматриваемому случаю в теореме Вольтерра вместо понятия скорости волны напряжения правомерно использовать понятие твердости.

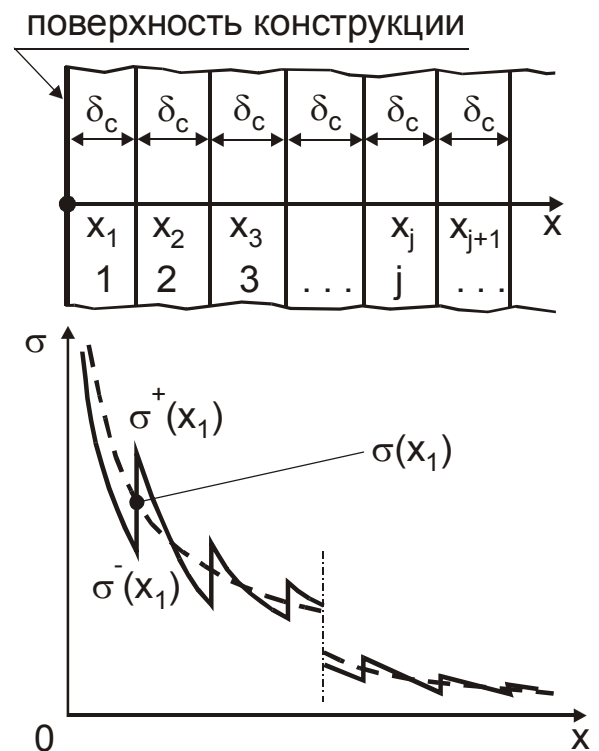


Рис.172. Модель материала, неоднородного по глубине

По мере продвижения по дискретно-неоднородной среде волна напряжения испытывает отражение и преломление на границе раздела слоев. Величину δ_c следует выбирать из условия обеспечения малой амплитуды волны, отраженной на границе j -го и $(j + 1)$ -го слоев:

$$\max_j \left(\frac{C_{j+1} - C_j}{C_j + C_{j+1}} \right) \leq \varepsilon,$$

где ε - произвольно малое положительное число, например, $\varepsilon \leq 0,01$.

В этом случае вкладом отраженных волн в формирование напряженного состояния поверхностного слоя конструктивного элемента можно пренебречь.

Зависимость (4.26) для оценки величины напряжения на фронте продольной волны для неоднородного материала требует корректировки, так как на границе раздела j -го и $(j + 1)$ -го слоев амплитуда напряжения вследствие преломления претерпевает скачок от величины

$$\sigma_{\varepsilon j}^- = \begin{cases} \frac{\rho_{y\partial} A_{10}}{\delta_c^{1,5}} \left(\frac{C_{1j}}{C_{10}} \right)^{0,5}, & j = 1 \\ \sigma_{\varepsilon, j-1}^+ - \frac{\rho_{y\partial} A_{10}}{\delta_c^{1,5}} \left(\frac{C_{1j}}{C_{10}} \right)^{0,5} \left[\frac{1}{(j-1)^{1,5}} - \frac{1}{j^{1,5}} \right], & j > 1 \end{cases}$$

до величины

$$\sigma_{\varepsilon j}^+ = \frac{2C_{1j}}{(C_{1j} + C_{1, j+1})} \sigma_{\varepsilon j}^-.$$

Сглаженная функция изменения напряжения на фронте волны при её распространении от пятна контакта с частицей эродента

$$\sigma_{\varepsilon} = \frac{3C_{1j} + C_{1, j+1}}{2(C_{1j} + C_{1, j+1})} \cdot \left\{ \sigma_{\varepsilon, j-1}^+ - \frac{\rho_{y\partial} A_{10}}{\delta_c^{1,5}} \left(\frac{C_{1j}}{C_{10}} \right)^{0,5} \left[\frac{1}{(j-1)^{1,5}} - \frac{1}{j^{1,5}} \right] \right\}. \quad (7.6)$$

Влияние неоднородности материала удобно учитывать с помощью поправочного коэффициента рефракции φ , равного отношению напряжений в расчетной точке поверхностного слоя конструкции в случае неоднородного и однородного материала:

$$\varphi = \frac{3C_{1j} + C_{1, j+1}}{2(C_{1j} + C_{1, j+1})} \left\{ \frac{\sigma_{\varepsilon, j-1}^+ x_j^{1,5}}{\rho_{y\partial} A_{10}} - \left(\frac{C_{1j}}{C_{10}} \right)^{0,5} \left[\left(\frac{j}{j-1} \right)^{1,5} - 1 \right] \right\}. \quad (7.7)$$

Как пример, на рис. 173 построены графики сглаженной функции $\sigma_3(x)$ и коэффициента рефракции $\varphi(x)$ в поверхностном слое конструктивного элемента (сталь 20X13) в зависимости от законов изменения твердости $HВ(x)$, характерных для упрочнения поверхностной закалкой токами высокой частоты. Увеличение твердости упрочненного слоя вызывает рост уровня напряжений по сравнению с неупрочненным однородным материалом, причем оно тем больше, чем быстрее падает $HВ$ с глубиной. При возрастании твердости с глубиной напряжение на фронте волны затухает быстрее, чем в неупрочненном материале, а коэффициент рефракции φ падает до величины, меньшей 1.

Статистический разброс вида и количественных параметров законов изменения твердости по глубине $HВ(x)$ в различных точках поверхности натурального конструктивного элемента является

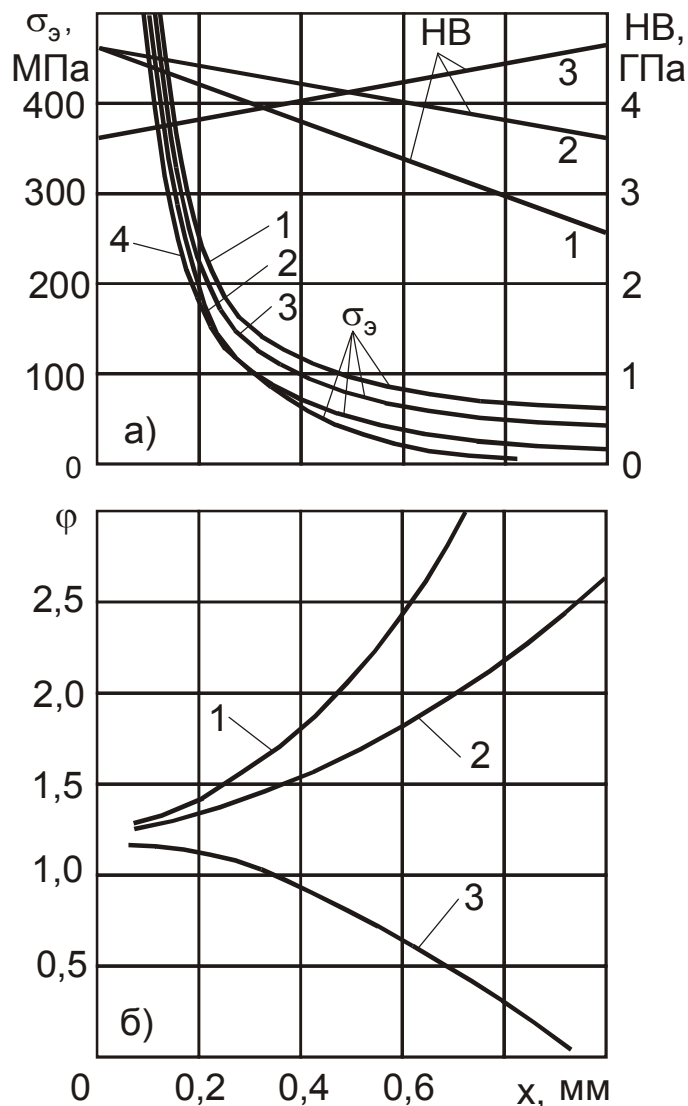


Рис.173. Влияние вида законов изменения твердости по глубине материала на характеристики напряженного состояния: а) амплитуду напряжения σ_3 ; б) поправочный коэффициент φ (номера кривых σ_3 и φ соответствуют кривым $HВ$, 4 - для однородного материала)

дополнительным источником случайного разброса уровня напряженности поверхностного слоя. Представление об этом дает рис. 174. На нем даны экспериментально зафиксированные законы изменения микротвердости H_{μ} для трех направлений замеров по толщине защиты рабочих лопаток, а также рассчитанные по зависимости (7.6) законы изменения напряжения на фронте продольной волны. С удалением от наружной поверхности относительная вероятностная неоднородность поля напряжений увеличивается, что обуславливает рост коэффициентов вариации $V_{\sigma_{\varepsilon}}$.

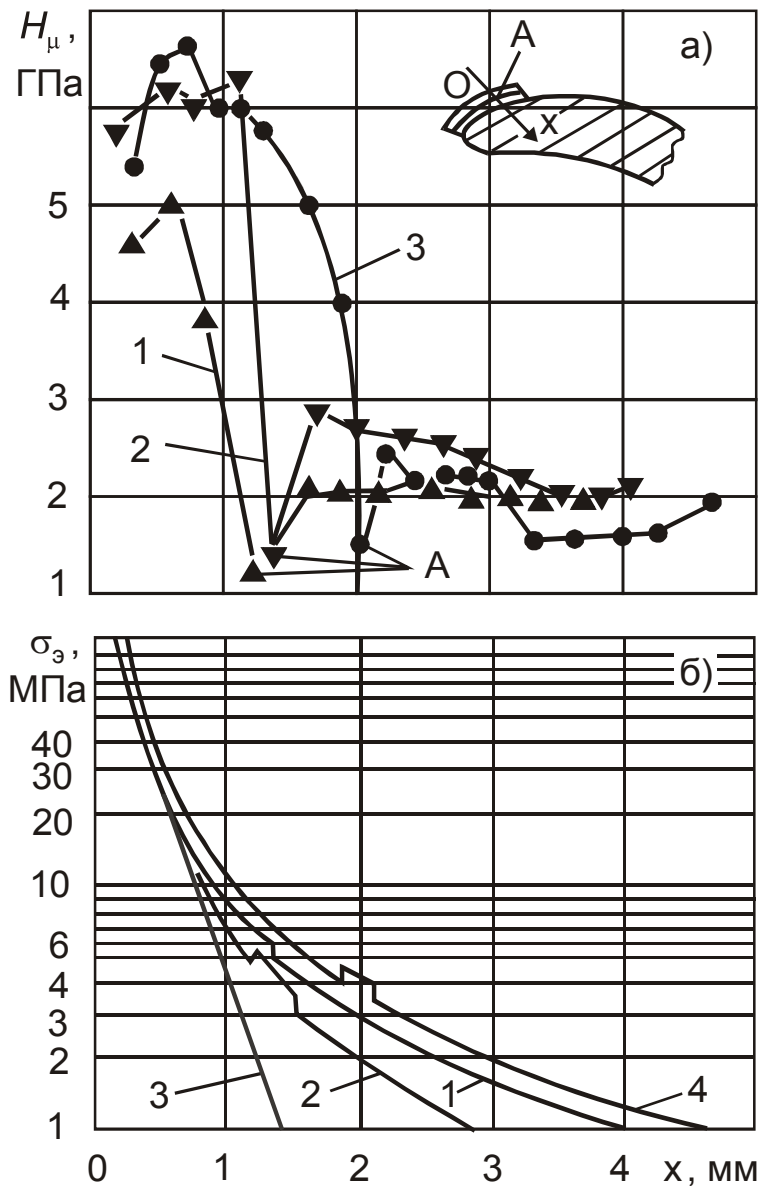


Рис.174. Изменение по толщине трехслойной противозерозионной защиты (стеллит ВЗК - припой ПСр45 - сталь 20Х13): а) микротвердости материалов; б) амплитуды напряжений (номера кривых H_{μ} соответствуют номерам кривых σ_{ε} ; 4 - для однородного материала)

Волновая модель формирования напряженного состояния тонких одно- и многослойных однородных покрытий и конструктивных элементов. Модель базируется на лу-

чевой теории распространения упругих волн напряжений [75]. Для разделения физических величин, относящихся к различным слоям n -слойного покрытия, далее используется следующая система подстрочных индексов: $i = 1, 2, \dots, n$ - номер слоя, начиная с наружной поверхности, $n+1$ - защищаемый конструктивный элемент, 0 - внешняя среда.

На основе представлений лучевой теории процесс распространения объемной продольной волны напряжения в однослойном тонком покрытии выглядит следующим образом. На рис. 175 и 176 приведены лучевые схемы одно- и двухслой-

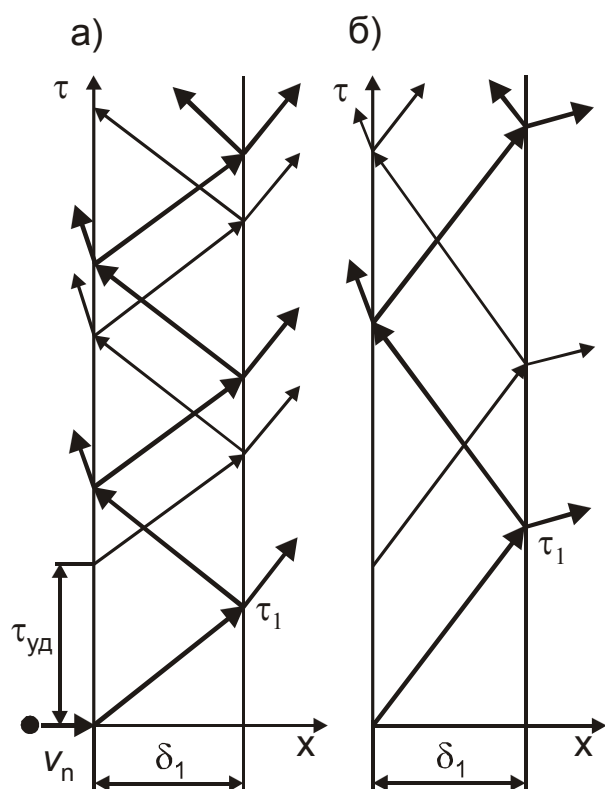


Рис. 175. Лучевая схема распространения волны напряжения в тонком однослойном покрытии при соотношении акустических импедансов материалов: а - $Z_1 > Z_2$; б - $Z_2 > Z_1$

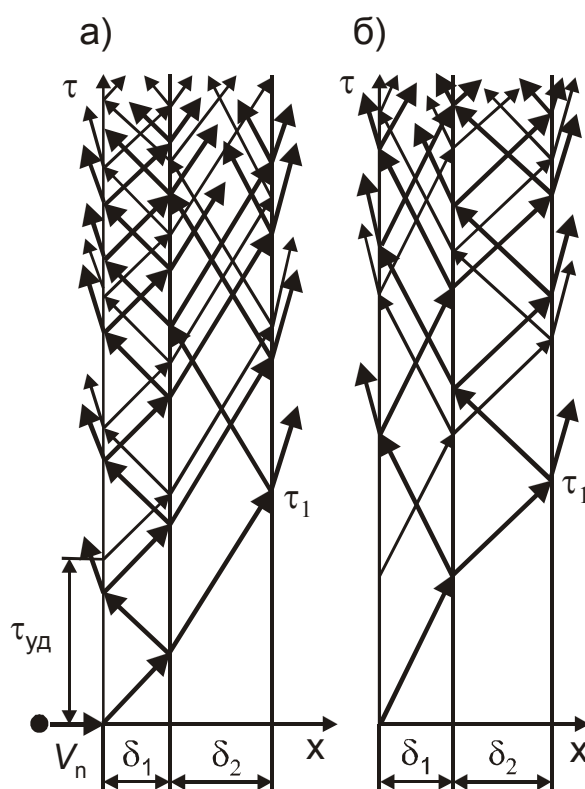


Рис. 176. Лучевая схема распространения волны напряжения в тонком двухслойном покрытии при соотношении акустических импедансов материалов: а - $Z_1 > Z_2 > Z_3$; б - $Z_2 > Z_1 > Z_3$

ных покрытий, показывающие во времени положения фронтов волн в зависимости от соотношения акустических импедансов материалов слоев покрытия и самого конструктивного элемента.

Через промежуток времени $\Delta\tau = \delta_1 / C_1$ после начала приложения импульса давления $p_{y\delta}$ первичная продольная волна напряжения достигает границы раздела материалов и распадается на систему вторичных отраженных и преломлённых волн. Отраженная волна возвращается к наружной поверхности покрытия, где испытывает новое отражение и т.д. Процесс повторяется до тех пор, пока распространяющаяся в покрытии волна не пройдет путь, достаточный для уменьшения величины σ_1^* на её фронте практически до 0. Преломленная волна переходит в поверхностный слой защищаемого конструктивного элемента и по мере движения в нём также затухает, более уже не возвращаясь к поверхности раздела. В момент окончания действия поверхностного давления в покрытии формируется первичная волна разгрузки, распространение которой аналогично распространению волны нагрузки. Однако по времени она запаздывает на величину $\tau_{y\delta}$, а напряжение на фронтах соответствующих вторичных волн нагрузки и разгрузки противоположны по знаку.

В итоге, к моменту времени τ напряженное состояние произвольной точки M защитного покрытия формируется в результате суперпозиции всех первичных и вторичных отраженных волн нагрузки и разгрузки, прошедших за время τ через указанную точку. Напряженное состояние является переменным во времени, причем напряжение σ_1 изменяется ступенчато в момент прохождения через M одной из вторичных волн:

$$\sigma_1(M) = \sum_{i=1}^m (\sigma_1^*)_i - \sum_{j=1}^n (\sigma_1^*)_j, \quad (7.8)$$

где σ_k^* - напряжение на фронте одиночной вторичной волны в k -м слое материала.

Индексы m и n - целые числа, получаемые округлением в большую сторону величин

$$\frac{1}{2} \left(\frac{\tau_{y\partial} C_1}{\delta_1} - 1 \right) \quad \text{и} \quad \frac{1}{2} \left[\frac{C_1(\tau - \tau_{y\partial})}{\delta_1} - 1 \right].$$

Первое слагаемое в правой части выражения (7.8) отражает суперпозицию волн нагрузки, а второе - разгрузки. С учетом зависимости (4.26)

$$\begin{aligned} \sigma_1(M) = p_{y\partial} A_1 & \left[\sum_{i=1}^{i=m} (\xi_{12}^o \xi_{01}^o)^{i-1} \left(\frac{1}{R_{i1}^{1,5}} - \frac{\xi_{12}^o}{R_{i2}^{1,5}} \right) - \right. \\ & \left. - \sum_{j=1}^{j=n} (\xi_{12}^o \xi_{01}^o)^{j-1} \left(\frac{1}{R_{j1}^{1,5}} - \frac{\xi_{12}^o}{R_{j2}^{1,5}} \right) \right], \end{aligned} \quad (7.9)$$

где $R_{Ik} = (2I - 1)\delta_1 - (-1)^k x_M$ - расстояние пройденное волной; x_M - расстояние расчетной точки M от поверхности раздела материалов покрытия и конструктивного элемента.

Аналогично определяем напряженное состояние точки M поверхностного слоя защищаемого элемента, формируемое суперпозицией вторичных преломленных волн:

$$\begin{aligned} \sigma_2(M) &= \sum_{i=1}^m (\sigma_2^*)_i - \sum_{j=1}^n (\sigma_2^*)_j = \\ &= p_{y\partial} A_1 \xi_{12}^n \left[\sum_{i=1}^{i=m} \frac{(\xi_{12}^o \xi_{01}^o)^{i-1}}{R_{i2}^{1,5}} - \sum_{j=1}^{j=n} \frac{(\xi_{12}^o \xi_{01}^o)^{j-1}}{R_{j2}^{1,5}} \right]. \end{aligned} \quad (7.10)$$

Зависимости (7.9) и (7.10) справедливы для $\tau > \tau_{y\partial}$. В противном случае из них следует исключить вклад волн разгрузки, т.е. исключить суммирование по индексу j .

Поправочные коэффициенты φ_1 и φ_2 , отражающие влияние покрытия на уровень напряженности слоев однородного материала, составляют:

$$\varphi_1(\mathbf{M}) = (\delta_1 - \mathbf{x}_M)^{1,5} \left[\sum_{i=1}^{i=m} (\xi_{12}^o \xi_{01}^o)^{i-1} \left(\frac{1}{R_{i1}^{1,5}} - \frac{\xi_{12}^o}{R_{i2}^{1,5}} \right) - \sum_{j=1}^{j=n} (\xi_{12}^o \xi_{01}^o)^{j-1} \left(\frac{1}{R_{j1}^{1,5}} - \frac{\xi_{12}^o}{R_{j2}^{1,5}} \right) \right], \quad (7.11)$$

$$\varphi_2(\mathbf{M}) = \xi_{12}^n (\delta_1 + \mathbf{x}_M)^{1,5} \left[\sum_{i=1}^{i=m} \frac{(\xi_{12}^o \xi_{01}^o)^{i-1}}{R_{i2}^{1,5}} - \sum_{j=1}^{j=n} \frac{(\xi_{12}^o \xi_{01}^o)^{j-1}}{R_{j2}^{1,5}} \right] \quad (7.12)$$

Коэффициенты переменны по толщине покрытия и защищаемого конструктивного элемента.

Согласно (7.9) и (7.10), а также лучевым схемам распространения волн напряжений (рис. 175 и 176), форма цикла изменения во времени напряжения $\sigma_1(\mathbf{M}, \tau)$ и $\sigma_2(\mathbf{M}, \tau)$ в произвольной точке \mathbf{M} индивидуальна для каждого покрытия и зависит от соотношения импедансов материалов $\mathbf{Z}_1 / \mathbf{Z}_2$ и толщины δ_1 . Рис. 177 и 178 дают представление о взаимовлиянии волн нагрузки и разгрузки при формировании напряженного состояния покрытия и конструктивного элемента и циклов изменения напряжений.

В случае многослойных покрытий принципы движения и взаимодействия волн нагрузки и разгрузки с поверхностями раздела слоев материалов соответствуют рассмотренным выше. При этом наблюдаются также вторичные волны напряжений, которые претерпевают ряд последовательных актов отражения и преломления при переходе из одного слоя покрытия в другой (рис. 176). Это обстоятельство резко усложняет расчет цикла изменения во времени напряжения в произвольной расчетной точ-

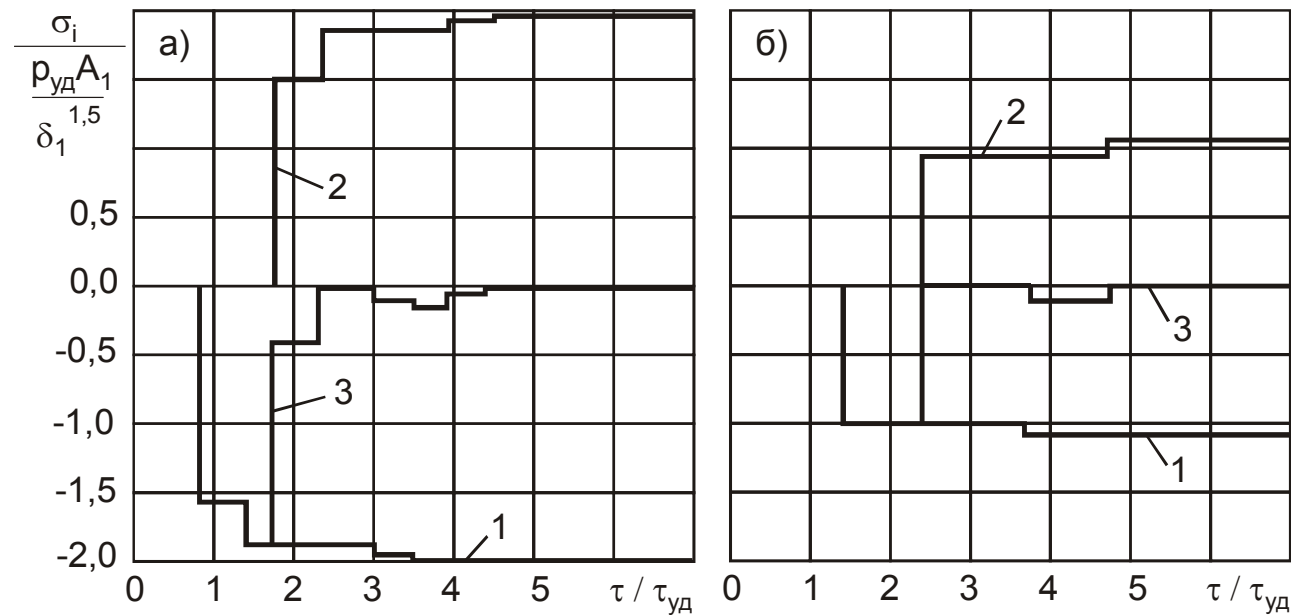


Рис.177. Формирование напряженного состояния: а - в покрытии Т15К6; б - в конструкции из стали 20Х13 ($\rho_{уд} = 730$ МПа; $\delta_1 = 200$ мкм; $x_M = 50$ мкм; 1 - волна нагрузки; 2 - волна разгрузки; 3 - цикл изменения напряжения в точке *M*)

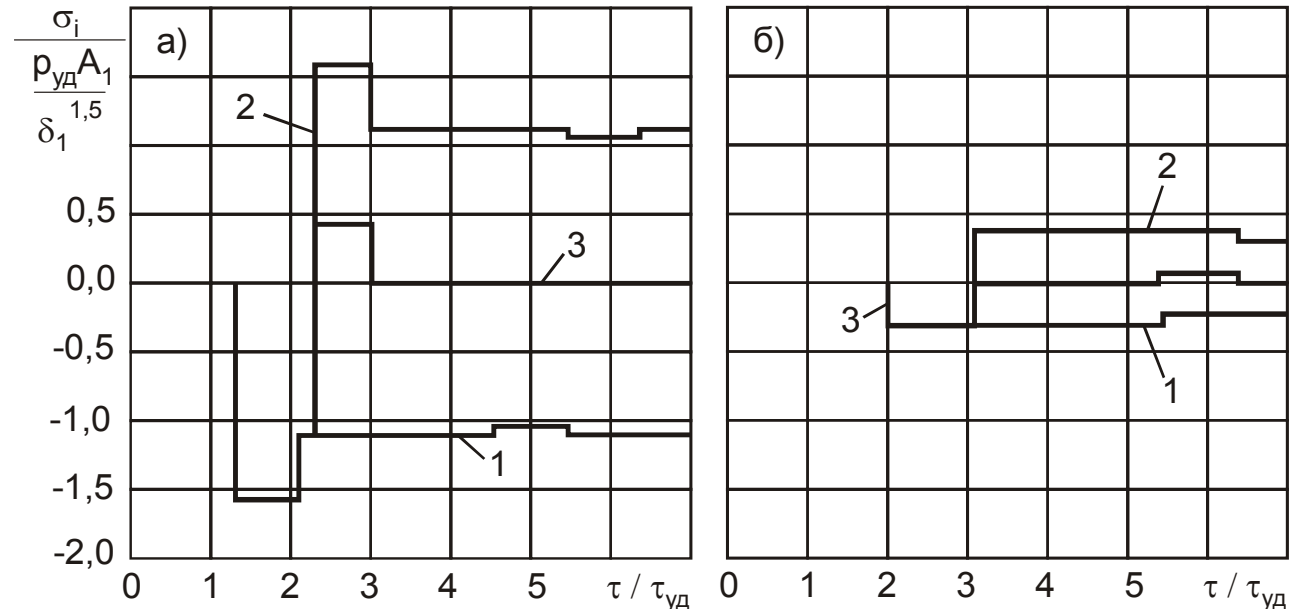


Рис.178. Формирование напряженного состояния: а - в покрытии Al_2O_3 ; б - в конструкции из стали 20Х13 ($\rho_{уд} = 730$ МПа; $\delta_1 = 200$ мкм; $x_M = 50$ мкм; 1 - волна нагрузки; 2 - волна разгрузки; 3 - цикл изменения напряжения в точке *M*)

ке покрытия и конструктивного элемента, так как его форма дополнительно оказывается зависящей от соотношения толщин слоев и порядка их чередования. Необходимость учета всех возможных форм цикла нагружения вызывает значительные вычислительные трудности уже в случае двухслойного покрытия и делает практически невозможным анализ напряженного состояния покрытий с большим числом слоев. Для многослойных покрытий следует использовать представление лучевых схем движения волн напряжений ориентированными графами [87].

Преимущества подхода к расчету напряженного состояния многослойных покрытий с помощью ориентированных графов заключаются в следующем:

- структура графа инвариантна по отношению к величинам акустических импедансов материалов и к толщине слоев покрытия, а зависит лишь от их числа;
- графы покрытий с различным числом слоев имеют однотипную структуру и одинаковые свойства;
- перестройка графов, соответствующая переходу к покрытию с другим числом слоев, осуществляется единообразно добавлением или изъятием подграфов сходной структуры;
- графы, соответствующие волнам нагрузки и разгрузки идентичны.

На рис. 179 приведены графы одно- и двухслойного покрытий. Структурный анализ выявил следующие основные свойства: графы являются ориентированными, простыми, бинарными деревьями, связными, ациклическими, делимыми и планарными.

Граф G_n n -слойного покрытия состоит из двух конечных множеств: множества вершин $V = (v_1^1; v_1^2; v_2^2; \dots)$ размером N_G и множества ребер $E = (e_{11}^1; e_{11}^2; e_{12}^2; \dots)$ размером M_G . В элементах

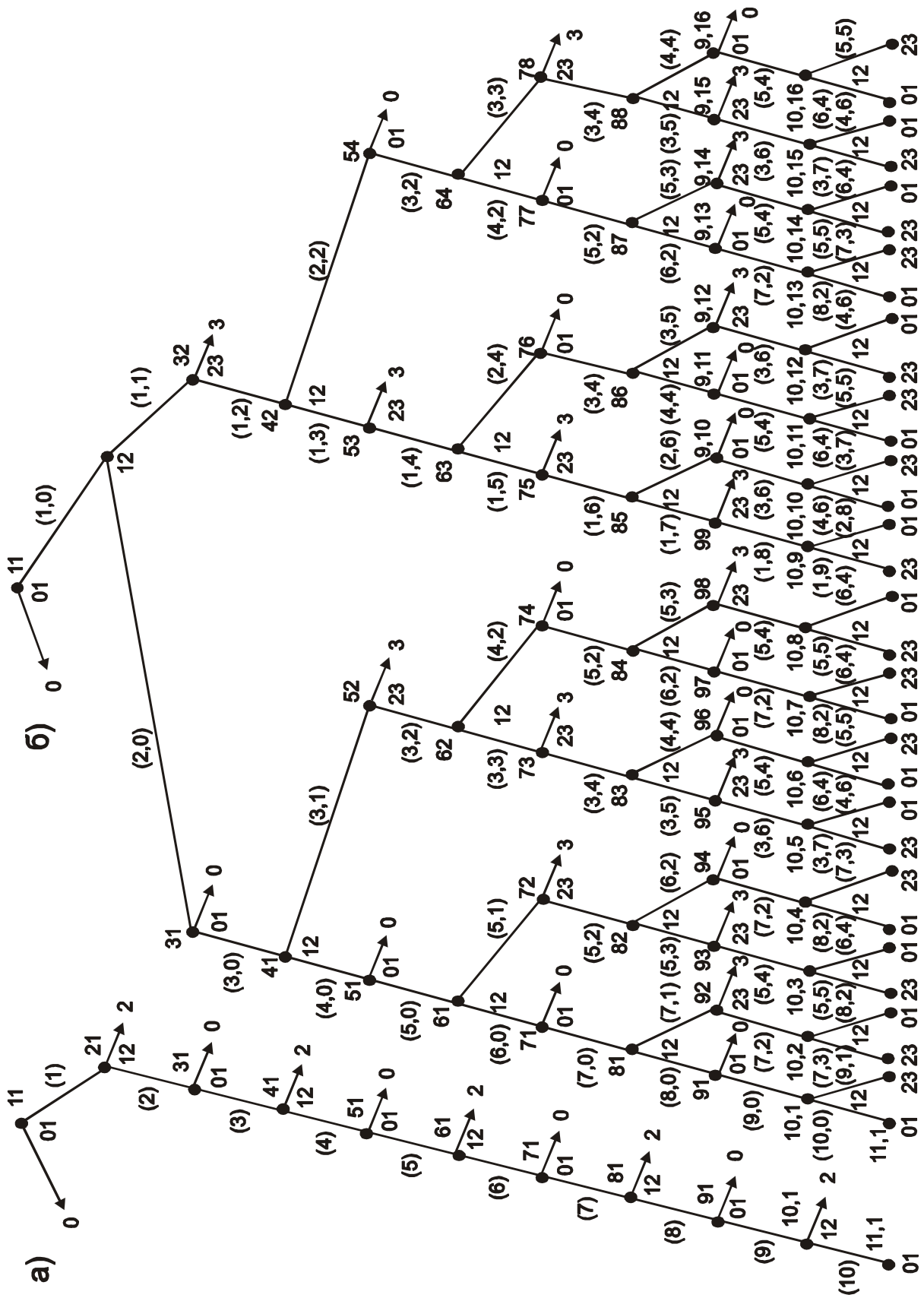


Рис.179. Структура ориентированных графов для покрытий: а - однослойного; б - двухслойного

множества вершин верхний индекс определяет уровень расположения вершины в графе, а нижний - порядковый номер в пределах данного уровня. Эти индексы проставлены на графах сбоку, причем первая цифра обозначает уровень, а вторая - номер. Размер множеств V и E однозначно определяется количеством уровней m графа G_n .

Отдельные элементы графа G_n имеют определенное физическое представление. Корень графа G_n (вершина v_1^1) физически соответствует акту эрозионно-ударного воздействия частицы эродента на наружную поверхность покрытия. Остальные вершины v_k^i соответствуют актам взаимодействия волны напряжения с поверхностями раздела слоев разнородных материалов. На рис. 179 поверхности раздела, связанные с той или иной вершиной, обозначены двухзначным числом, проставленным снизу от её изображения на графе. Ребра e_{kl}^i по своему физическому смыслу являются изображениями продвижения волны напряжения между двумя последовательными актами взаимодействия с поверхностями раздела. При построении графов отраженная волна изображалась ребром e_{kl}^i , а преломленная - $e_{k,l+1}^i$ (l - нечётно). Ориентированный маршрут в графе G_n , представляющий конечную чередующуюся последовательность вершин и ребер, например $v_1^1 - e_{11}^1 - v_1^2 - \dots$, физически эквивалентен процессу движения волны напряжения с учетом её взаимодействия с поверхностями разделов. Путь волны L между двумя актами соударения (число ребер маршрута между вершинами v_1^1 и v_k^i) и время движения τ составляют

$$L(v_1^1; v_k^i) = \sum_{j=1}^{j=n} a_j \delta_j; \quad \tau(v_1^1; v_k^i) = \sum_{j=1}^{j=n} a_j \left(\frac{\delta_j}{C_j} \right),$$

где a_j - число проходов волной j -го слоя покрытия (эти коэффициенты проставлены на ребрах графа в круглых скобках, причем первая цифра соответствует a_1 , вторая - a_2 и т.д.).

Объем графа G_n должен обеспечивать его построение в пределах некоторого промежутка времени $\Delta\tau$, по истечении которого напряжение от воздействия одиночной частицы эродента оказывается пренебрежимо малым по сравнению с величиной поверхностного давления $p_{y\partial}$. Таким образом, существует пороговое число уровней $m_{пор}$, при котором применение графа G_n с меньшей величиной m является неприемлемым, так как позволяет построить лишь усеченные во времени циклы нагружения. Учитывая конечную продолжительность $\tau_{уд}$ ударе-ния, для слоистого покрытия можно записать:

$$\Delta\tau \leq \tau_{y\partial} + (m - 1) \max_j \left(\frac{\delta_j}{C_j} \right),$$

где $(m - 1)$ - число проходов волной слоев покрытия.

Верхнюю оценку порогового числа уровней можно сделать на основе рассмотрения процесса затухания напряжений на фронте продольной волны по мере её продвижения внутри покрытия. Согласно зависимости (4.26)

$$\max_j \left(\frac{A_{1j}}{\delta_j^{1,5}} \right) |\xi_m|^{m_{пор} - 1} \frac{p_{y\partial}}{(m_{пор} - 1)^{1,5}} \leq \varepsilon p_{y\partial},$$

где ε - произвольно малое положительное число (например, $\varepsilon \leq 0,01$); ξ_m - наибольший из коэффициентов отражения или преломления на границе двух материалов, т.е.

$$\xi_m = \max_j (\xi_{j,j+1}^n; \xi_{j+1,j}^n; \xi_{j,j+1}^o; \xi_{j+1,j}^o).$$

Пороговая величина $m_{пор}$ определяется решением трансцендентного уравнения, вытекающего из данного неравенства:

$$m_{пор} \lg(|\xi_m|) - 1,5 \lg m_{пор} = \lg \left[\min_j \left(\frac{\delta_j^{1,5}}{A_{1j}} \right) p_{уд} \right] - (2 \dots 3).$$

Массив времен $\tau(\mathbf{v}_1^1; \mathbf{v}_k^i)$ для всего множества вершин \mathbf{V} , упорядоченных по мере возрастания их значений, определяет моменты прохождения расчетной точки \mathbf{M} фронтами вторичных волн, т.е. моменты скачкообразного изменения действующего напряжения на величину амплитуды $(\sigma_k^*)_j$ на фронте этой волны в k -м материале после всех $(j-1)$ предшествующих актов отражения-преломления:

$$(\sigma_k^*)_j = \left[\prod_{i=0}^{i=j-1} (\xi^{o,n})_i \right] \frac{p_{уд} A_1}{[L(\mathbf{v}_1^1; \mathbf{v}_k^i)]^{1,5}}.$$

Последовательный перебор упорядоченных элементов массива времен $\tau(\mathbf{v}_1^1; \mathbf{v}_k^i)$ и чисел-указателей принадлежности вершин графа позволяет определить моменты изменения формы цикла нагружения, а величины $[\sigma_k^*(\mathbf{v}_1^1; \mathbf{v}_k^i)]_j$ - величины приращения напряжения. Этот алгоритм построения циклов нагружения эффективен при использовании вычислительной техники.

Волновая модель формирования напряженного состояния тонкого покрытия из однородного материала с неоднородной (микрошероховатой) поверхностью раздела контактирующих материалов. В реальных эрозионно-стойких покрытиях поверхность раздела материалов является микрошероховатой. Параметры шероховатости определяются видом предварительной обработки поверхности защищаемого конструктивного элемента, её технологическим режимом и т.д. Микрорельеф носит нерегулярный, стохастический характер с нормальным распределением высот и шагов микронеровностей по величине (табл. 1).

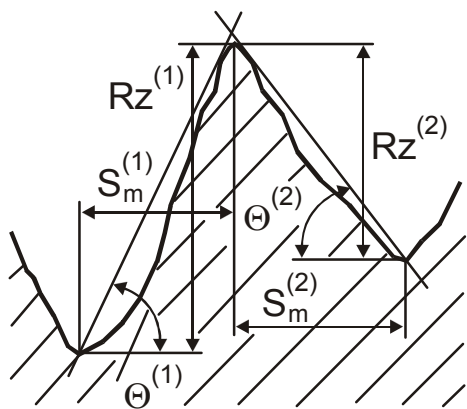


Рис. 180. Характерные размеры микронеровностей поверхности раздела

В данной волновой модели вероятностная оценка уровня напряжений микрообъемов поверхностных слоев материалов базируется на информации о случайном разбросе размеров отдельных боковых сторон микронеровностей - высоты $Rz^{(i)}$, протяженности $S_m^{(i)}$ и угла наклона $\Theta^{(i)}$ к средней линии профиля (рис. 180). Опытные данные по статистическим рас-

пределениям этих параметров в зависимости от вида и режима технологической обработки в научно-технической литературе отсутствуют, так как $Rz^{(i)}$, $S_m^{(i)}$ и $\Theta^{(i)}$ не входят в состав регламентируемой ГОСТ 2789-73 номенклатуры параметров шероховатости поверхностей. Поэтому требуются специальные исследования микрорельефа поверхностей различных конструктивных элементов с целью определения и статистического анализа случайного разброса указанных специфических геометрических параметров. Такие исследования применительно к шлифованной до величины $Ra = 0,63$ поверхности рабочего облопачивания паровых турбин из стали 20X13 проводились в [98]. На рис. 181 приведены опытные гистограммы распределения высот, протяженности и наклона отдельных боковых сторон микронеровностей. Распределения $S_m^{(i)}$ и $\Theta^{(i)}$ с доверительной вероятностью более 0,95 соответствуют логнормальным законам с математическими ожиданиями $\overline{\lg S_m} = 1,104$ (в мкм), $\overline{\lg \Theta} = 0,463$ (в рад) и стандартными отклонениями $S_S = 0,226$ (в мкм), $S_{\Theta} = 0,23$ (в рад). Распределение $Rz^{(i)}$ имеет явно выраженный двухмодальный характер. Его плотность приближенно аппроксимируется композицией двух независимых нормальных распределений вида

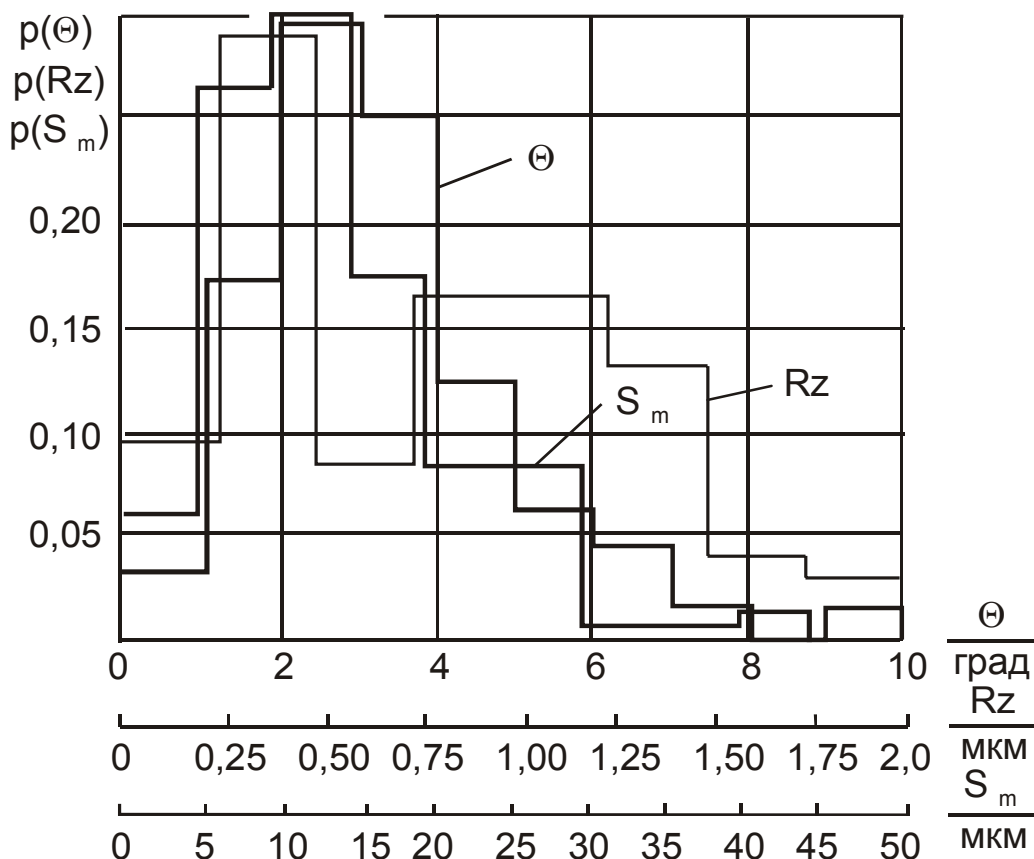


Рис. 181. Гистограммы распределения параметров шероховатости шлифованной поверхности рабочего облопачивания паровых турбин из стали 20X13

$$p(Rz^{(i)}) = a_1 p(Rz_1^{(i)}) + a_2 p(Rz_2^{(i)})$$

с математическими ожиданиями $\bar{Rz}_1 = 0,35$ мкм, $\bar{Rz}_2 = 1,17$ мкм, стандартными отклонениями $S_{R1} = 0,11$ мкм, $S_{R2} = 0,35$ мкм и весовыми коэффициентами $a_1 = 0,41$ и $a_2 = 0,59$. Такая форма плотности распределения $Rz^{(i)}$ свидетельствует о явно выраженной неравномерности микронеровностей, подтверждаемой визуальным анализом профилограмм поверхности (рис. 182). Распределение $p(Rz_2^{(i)})$ выражает случайный разброс высот микронеровностей, а $p(Rz_1^{(i)})$ - выступов на их боковых сторонах. Как следует из приведенных данных, статистические характеристики стандартных параметров шероховатости поверхности натуральных конструктивных элементов заметно отличны от статистических

характеристик параметров микрорельефа, используемых в рассматриваемой волновой модели формирования напряженного состояния.

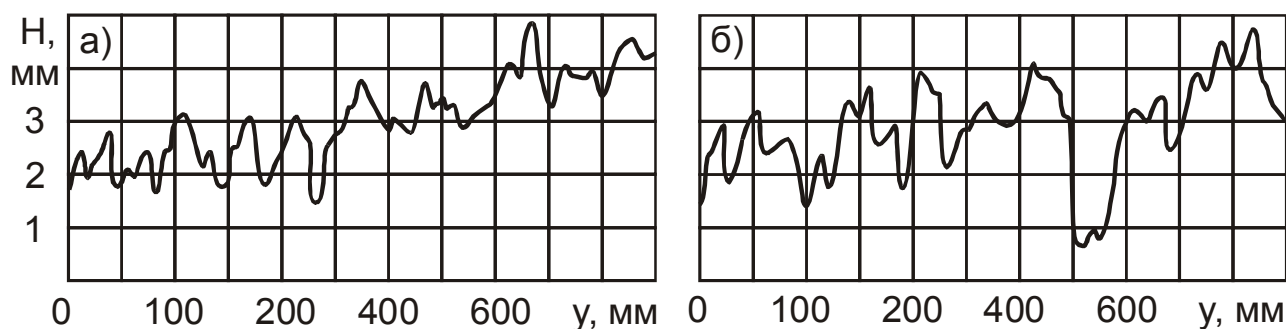


Рис. 182. Характерные профилограммы поверхности рабочего облопачивания паровых турбин из стали 20X13

Шероховатость оказывает сильное возмущающее воздействие на распространение волн напряжений. Это связано со способностью «фокусировки» микронеровностями взаимодействующих с ними волн. Первичная волна, имеющая непрерывный фронт, при взаимодействии с поверхностью раздела вследствие взаимного наклона соседних боковых сторон микронеровностей распадается на систему дифрагированных вторичных отраженных и преломленных волн, движущихся во взаимно скрещивающихся направлениях (рис. 183). Вблизи поверхности раздела как в защитном покрытии, так и в защищаемом конструктивном элементе можно выделить по три характерные зоны в зависимости от числа проходящих через них вторичных волн напряжения.

Зона 1 - зона геометрической тени, напряженное состояние которой формируется лишь вследствие дифракции вторичных волн. В покрытии она всегда расположена над микровыступом и имеет форму клина с углом раскрытия при нормальном к средней линии профиля падении волны $\Theta_1 = 2(\Theta_1^{(1)} + \Theta_1^{(2)})$. В поверхностном слое конструктивного элемента зона также имеет форму клина с углом раскрытия, определяемым на основе закона Снеллиуса:

$$\Theta_2 = \sum_{i=1}^{i=2} \left| \Theta^{(i)} - \arcsin \left[\left(\frac{C_2}{C_1} \right) \sin \Theta^{(i)} \right] \right|.$$

В зоне 2 напряженное состояние формируется под действием одиночной вторичной волны, отраженной или преломленной на одной боковой стороне микронеровности, и дифракции.

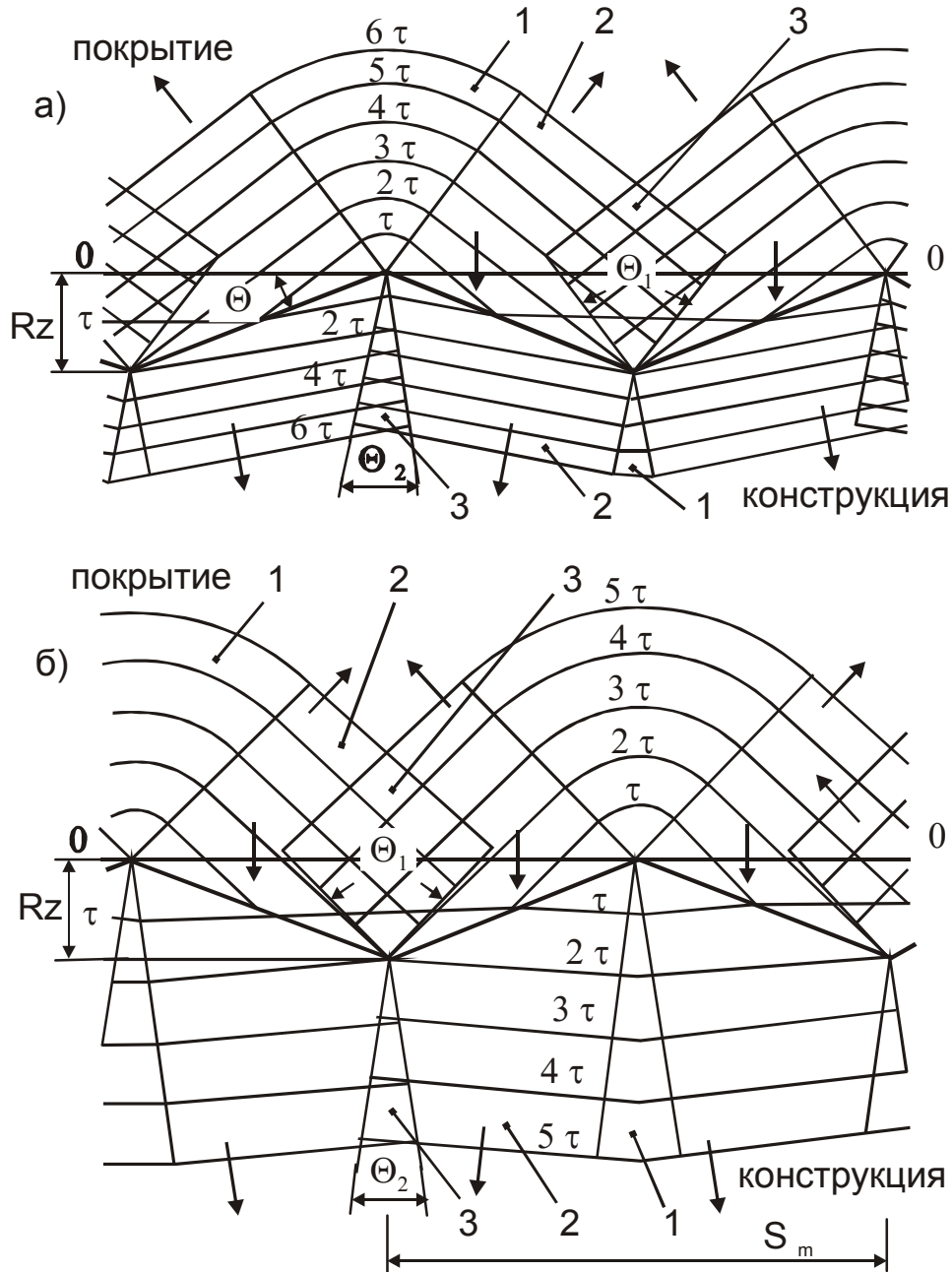


Рис.183. Взаимодействие первичной волны напряжения с шероховатой поверхностью раздела материалов при соотношении их акустических импедансов:
 а - $Z_1 > Z_2$ ($\tau = 1,3 \cdot 10^{-4}$ с); б - $Z_2 > Z_1$ ($\tau = 1,7 \cdot 10^{-4}$ с)

В зоне 3 наблюдается интерференция двух вторичных волн, отраженных или преломленных на соседних боковых сторонах микронеровностей, и дифракции. В покрытии эта зона всегда расположена над микровпадиной и имеет клиновидную форму с углом раскрытия Θ_1 .

Расположение зон 1 и 3 в поверхностном слое конструкции зависит от соотношения импедансов материалов. При $Z_1 > Z_2$ зона 1 расположена под микровпадиной, а зона 3 - под микровыступом. При $Z_1 < Z_2$ расположение зон 1 и 3 меняется местами.

Рассмотренный случай взаимодействия волны напряжения с поверхностью раздела справедлив при параметре относительной шероховатости $R^* = Rz / S_m \in [0; 0,289]$. В зависимости от отношения скоростей продольных волн в контактирующих материалах $C^* = C_1 / C_2$ и параметра R^* возможны более сложные схемы взаимодействия первичной волны напряжения с образованием вторичных волн второй, третьей и более высокой кратности, каждая из которых вносит свой вклад в напряженное состояние (рис. 184). Под кратностью понимается количество актов отражения-преломления, испытанное данной волной. Области соотношения величин R^* и C^* , при которых в случае нормального к средней линии профиля падения волны реализуется соответствующая схема образования вторичных волн напряжений, показаны на рис. 185. Аналитические выражения для граничных кривых определяются на основе закона Снеллиуса и имеют вид [187]:

- граничная кривая 1

$$R^* = 0,289 ;$$

- граничная кривая 2

$$C^* = \frac{2R^* [3 - 4(R^*)^2]}{[1 - 4(R^*)^2][1 + 4(R^*)^2]^{0,5}} \quad \text{при } R^* \in [0,289; 0,5] ;$$

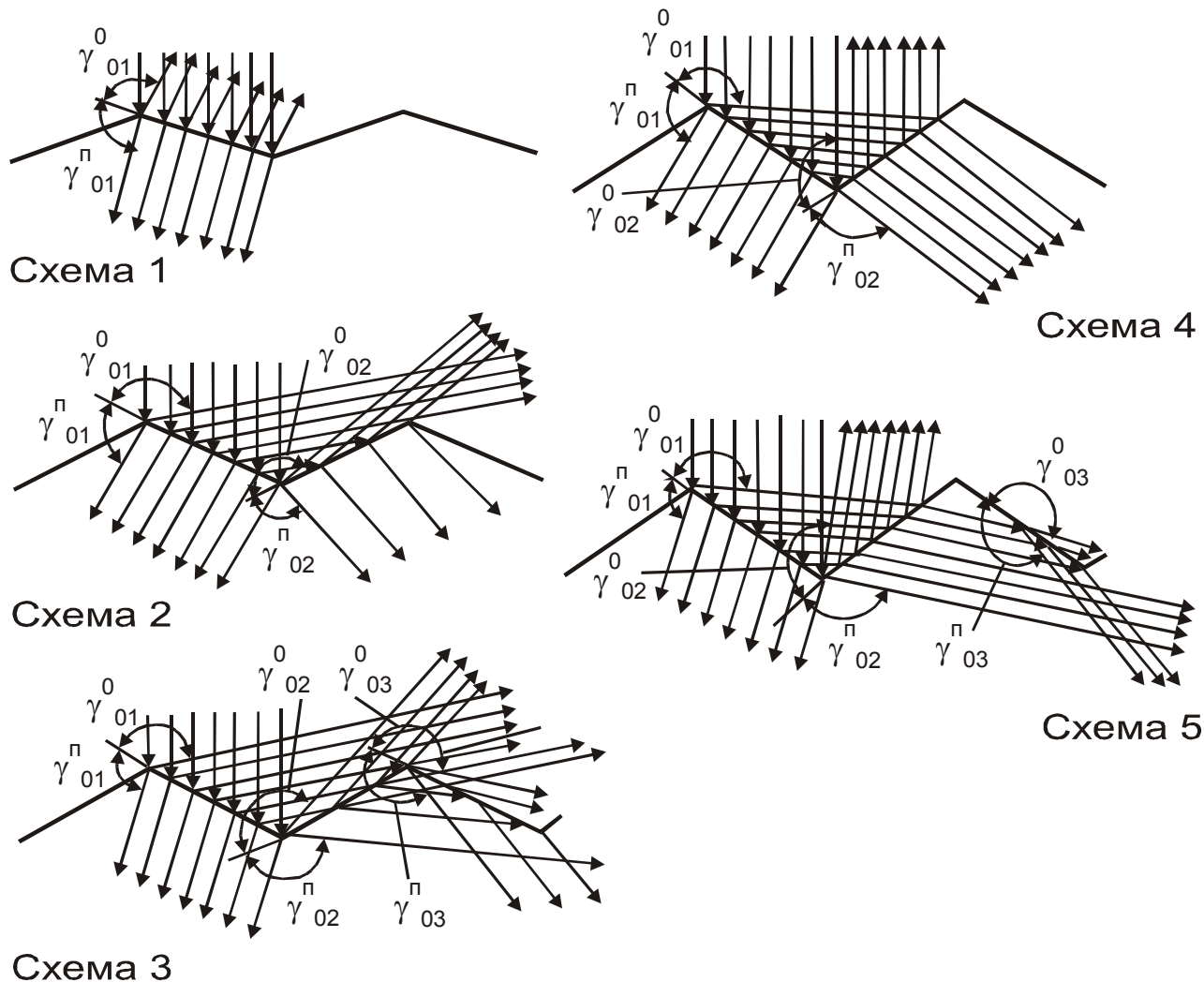


Рис. 184. Возможные схемы взаимодействия волн напряжения с микрошероховатой поверхностью раздела

- граничная кривая 3

$$R^* = 0,5;$$

- граничная кривая 4

$$\operatorname{tg} \left\{ \arccos \frac{2R^* [3 - 4(R^*)^2]}{C^* [1 + 4(R^*)^2]^{1,5}} \right\} = \frac{4R^* [1 - 12(R^*)^2]}{[1 - 4(R^*)^2][3 - 4(R^*)^2]}$$

при $R^* \in [0,5; 0,866]$;

- граничная кривая 5

$$R^* = 0,866;$$

- граничная кривая 6

$$C^* = \sin[\operatorname{arctg}(2R^*)] \quad \text{при } R^* \in [0,289; 0,5];$$

- граничная кривая 7

$$C^* = \cos \left\langle \arccos \left\{ -\sin \left[\arctg \left(2R^* \right) \right] \right\} + 2 \arctg \left(2R^* \right) \right\rangle$$

при $R^* \in [0,289; 0,5]$.

Кривые 6 и 7 ограничивают область применения лучевой теории вещественного аргумента.

Рассмотренных плоских волн недостаточно для моделирования волновых процессов в средах с кусочно-линейными поверхностями раздела разнородных материалов, так как с каждой границей геометрической тени вторичных волн связана дифрагированная волна, играющая роль сглаживающей поправки для обеспечения непрерывности волнового поля. Дифракция первичной продольной волны

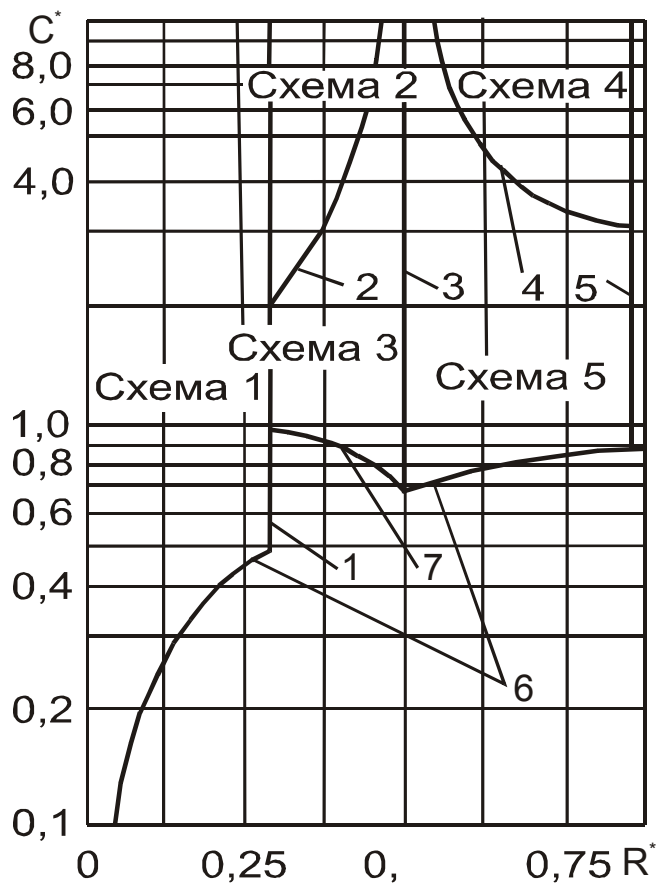


Рис. 185. Диаграмма областей существования различных схем взаимодействия волн напряжения с микрошероховатой поверхностью раздела

напряжения A_1A_2 , движущейся в направлении ON , на одиночном микровыступе K_1OK_2 показана на рис. 186. В материале покрытия возникают связанные с границей геометрические тени B_1OB_2 отраженных волн A_1B_1 и A_2B_2 дифрагированная волна $E_1D_1E_2$ и головные дифрагированные волны Γ_1E_3 и Γ_2E_4 . В поверхностном слое конструктивного элемента также возникает дифрагированная волна $E_3D_2E_4$, связанная с границей геометрической тени B_3OB_4 преломленных волн A_1B_3 и A_2B_4 .

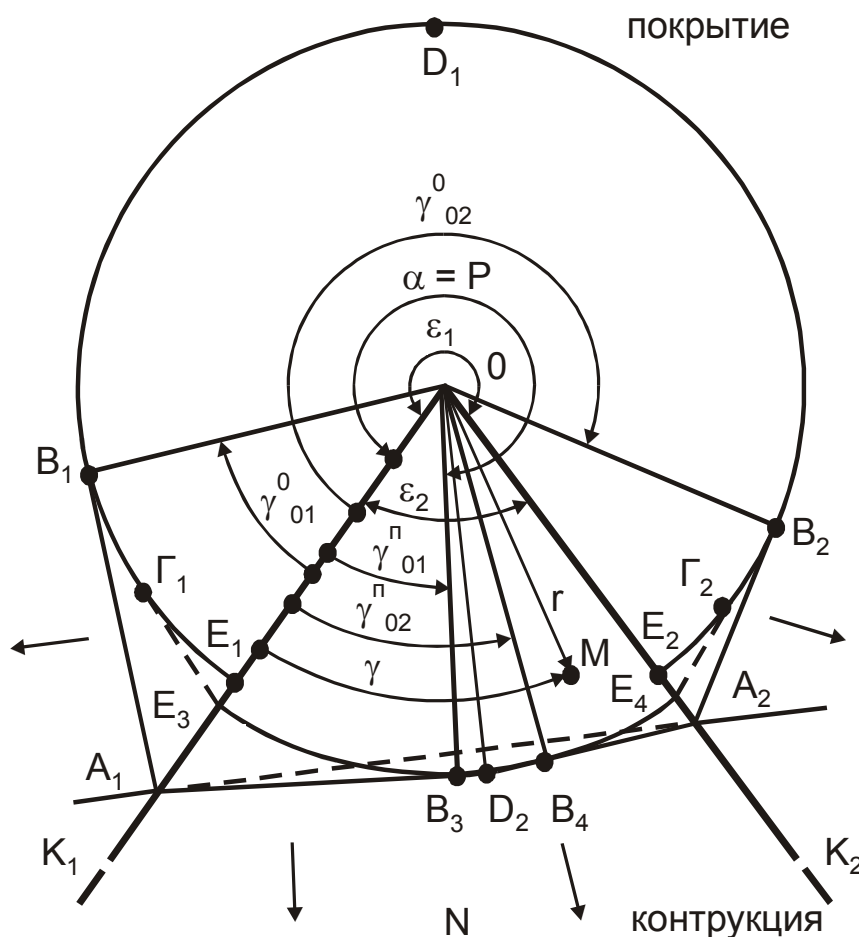


Рис. 186. Дифракция продольной волны напряжения на микровыступе поверхности раздела

Величина поправки для напряжения в произвольной точке M покрытия или конструктивного элемента от дифрагированных волн может быть найдена решением задачи дифракции плоских волн в системе двумерных клиновидных сред в результате интегрирования системы двух дифференциальных

уравнений Гельмгольца второго порядка

$$\begin{cases} \left[\Delta + \left(\frac{2\pi}{\tau_{y\partial} C_1} \right)^2 \right] \sigma_1 = 0 \\ \left[\Delta + \left(\frac{2\pi}{\tau_{y\partial} C_2} \right)^2 \right] \sigma_2 = 0 \end{cases}$$

при краевых условиях непрерывности давлений и нормальных к боковым сторонам микронеровностей компонент скорости перемещений граничных точек. В классе ограниченных по модулю функций общее решение этой задачи выражается интегралом Зоммерфельда-Малюжинца, представляющим заданное и

искомое поля в виде бесконечной совокупности плоских неоднородных волн напряжений. В случае неравенства акустических импедансов контактирующих материалов такое решение не может быть выражено в аналитической форме. Для преодоления этой трудности в [75] предложен эвристический метод постановки и решения задачи дифракции в системе сред с клиновидной поверхностью раздела, базирующийся на идее возможности использования математического аппарата, наиболее адекватного рассматриваемым физическим явлениям, - формального аппарата геометрической теории распространения волн (аппарата многократного отражения-преломления). В результате появляется возможность расчета дифракционного поля методом, подобным используемому при вычислении волновых полей в слоистых средах. Корректность такого подхода подтверждается представленными в [75] данными численных и физических экспериментов.

Введем полярные координаты $r \in [0; \infty)$ и $\gamma \in [0; \varepsilon]$ (рис. 186). Угол γ отсчитывается в сторону рассматриваемой среды и равен 0 на стороне микронеровности, где образовалась вторичная волна. Одновременно с областью (r, γ) будем рассматривать ту область пространства, где задана падающая первичная волна напряжения. Её направление распространения относительно боковой стороны микронеровности K_1O обозначим углом $\alpha = P$. Тогда $\alpha = \psi$ - такое направление распространения первичной волны, при котором рассматриваемая граница геометрической тени вторичной плоской волны проходила бы через точку M . Таким образом, связываем полярный угол γ в точке M с некоторым из возможных направлений ψ распространения падающей волны. Величину $\psi(\gamma)$ всегда можно вычислить с помощью закона Снеллиуса. Амплитуду дифрагированной

волны в точке M , связанной с одной границей геометрической тени, удобно выразить как некоторую долю от амплитуды плоской волны в той же точке:

$$\sigma_{iD} = \pm \sigma_i^* \mathbf{W}(w), \quad i = 1, 2, \quad (7.13)$$

где знак «+» берется тогда, когда точка M находится в зоне 1, а знак «-» - в зонах 2 и 3.

Геометрическая характеристика рассеяния

$$w = \left(\frac{2r}{\tau_{y\theta} \mathbf{C}} \right)^{0,5} \left| (\psi - \mathbf{P}) / \frac{d\psi}{d\gamma} \right| \quad (7.14)$$

и угловое положение γ_0 границы геометрической тени для различных схем образования вторичных волн различной кратности:

- для однократных преломленных волн схем 1 - 5 (рис. 184):

$$\mathbf{P} = \frac{\pi}{2} + \Theta;$$

$$\gamma_{01}^n = \frac{\pi}{2} + \arcsin \left[\left(\frac{\mathbf{C}_2}{\mathbf{C}_1} \right) \sin \Theta \right];$$

$$w_1^n = \left\{ \frac{2r \left[1 - \left(\frac{\mathbf{C}_1}{\mathbf{C}_2} \right)^2 \cos^2 \gamma \right]}{\lambda} \right\}^{0,5} \frac{\arccos \left[\left(\frac{\mathbf{C}_1}{\mathbf{C}_2} \right) \cos \gamma \right] - \mathbf{P}}{\left(\frac{\mathbf{C}_1}{\mathbf{C}_2} \right) \sin \gamma};$$

- для двукратных преломленных волн схем 2 - 5:

$$\gamma_{02}^n = \arccos \left[- \left(\frac{\mathbf{C}_2}{\mathbf{C}_1} \right) \sin \Theta \right];$$

$$w_2^n = \left\{ \frac{2r \left[1 - \left(\frac{\mathbf{C}_1}{\mathbf{C}_2} \right)^2 \cos^2 \gamma \right]}{\lambda} \right\}^{0,5} \frac{\arcsin \left[- \left(\frac{\mathbf{C}_1}{\mathbf{C}_2} \right) \cos \gamma \right] + 3\Theta}{\left(\frac{\mathbf{C}_1}{\mathbf{C}_2} \right) \sin \gamma};$$

- для трёхкратных преломленных волн схем 3 и 5:

$$\gamma_{03}^{\pi} = \frac{3\pi}{2} - 4\Theta - \arcsin \left[\left(\frac{C_2}{C_1} \right) \sin 3\Theta \right];$$

$$w_3^{\pi} = \left\{ \frac{2r \left[1 - \left(\frac{C_1}{C_2} \right)^2 \cos^2(2\Theta + \gamma) \right]}{\lambda} \right\}^{0,5} \frac{\arcsin \left[\left(\frac{C_1}{C_2} \right) \cos(2\Theta + \gamma) \right] + \Theta}{\left(\frac{C_1}{C_2} \right) \sin(2\Theta + \gamma)};$$

- для однократных отраженных волн схем 1 - 5:

$$\gamma_{01}^0 = \frac{\pi}{2} + \Theta; \quad w_1^0 = \left(\frac{2r}{\lambda} \right)^{0,5} (\gamma - P);$$

- для двукратных отраженных волн схем 2 - 5:

$$P = \frac{3\pi}{2} + \Theta; \quad \gamma_{02}^0 = P - 4\Theta; \quad w_2^0 = \left(\frac{2r}{\lambda} \right)^{0,5} (\gamma - \gamma_{02}^0);$$

- для трехкратных отраженных волн схем 3 и 5:

$$\gamma_{03}^0 = \frac{\pi}{2} + \arcsin \left\langle \frac{C_1}{C_2} \cos \left\{ \arcsin \left[\frac{C_1}{C_2} \sin 3\Theta \right] \right\} \right\rangle;$$

$$w_3^0 = \left\{ \frac{2r \left[1 - \left(\frac{C_1}{C_2} \right)^2 \sin^2 \vartheta \right] \left[1 - \left(\frac{C_1}{C_2} \right)^2 \cos^2 \gamma \right]}{\lambda} \right\}^{0,5} \frac{\arcsin \left[\frac{C_1}{C_2} \sin \vartheta \right] + \Theta - \pi}{\cos \vartheta \sin \gamma};$$

$$\vartheta = 2\Theta - \arcsin \left(\frac{C_1}{C_2} \cos \gamma \right),$$

где λ - длина волны напряжения.

Нормированная амплитуда рассеяния определяется выражением [75]

$$W(w) = \frac{\pi^{0,5}}{2} \Gamma \left(\frac{1}{2}; \frac{-i\pi w^2}{2} \right) \exp \left(\frac{-i\pi w^2}{2} \right),$$

где $\Gamma(0,5; z)$ - неполная гамма-функция.

Удобной особенностью нормированной амплитуды рассеяния является её инвариантность по отношению к типу условий сопряжения контактирующих материалов (идеально упругий контакт, проскальзывание, вязкое трение, идеальная адгезия и т.д.). В интересующем нас случае $Im(W) = 0$ она изображается спиралью Корню, согласно которой построены графики зависимости модуля, действительной и мнимой частей функции от величины w (рис. 187). Приближенное аналитическое выражение W через элементарные функции имеет вид [187]

$$W(w) = \begin{cases} 0,5 - 0,45 w, & w \in [0; 0,2] \\ \frac{0,61}{(1,1 + w)^{1,5}}, & w \in (0,2; \infty). \end{cases}$$

Амплитуда дифрагированной волны W асимптотически снижается от 0,5 до 0 при увеличении w , т.е. согласно (7.14) при увеличении линейного r и углового $\Delta\gamma = |\psi - P|$ расстояния от границы геометрической тени.

Таким образом, учет влияния микрошероховатости на величину напряжения в произвольной расчетной точке $\sigma_1(M)$ или

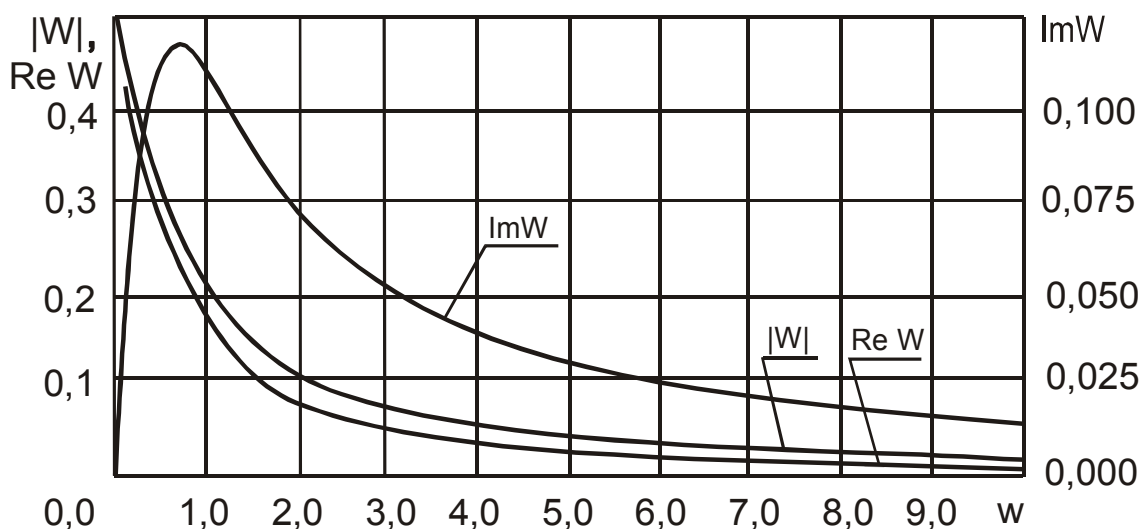


Рис. 187. Зависимость нормированной амплитуды рассеяния от геометрической характеристики рассеяния

$\sigma_2(\mathbf{M})$ от отдельной первичной волны, падающей на поверхность раздела материалов, требует суперпозиции всех образующихся волн различной кратности (как плоских, так и дифрагированных, связанных со всеми возникающими границами геометрической тени). В покрытии

$$\frac{\sigma_1(\mathbf{M})}{\rho_{y\partial} A_1} = \frac{1}{(\delta_1 - \mathbf{x}_M)^{1,5}} + \sum_{k=1}^L (\xi_{12})_k \left\{ \sum_{v=1}^{I-1} \left[\delta + \frac{\mathbf{x}_M}{\sin(\gamma_{0k}^{0(v)} - \Theta^{(v)})} + \mathbf{x}_{0k} \right]^{-1,5} + \sum_{n=1}^N \frac{(W_n)_k \cos^2 \psi_n}{(\delta + r_n + \mathbf{x}_{0k})^{1,5}} \right\}. \quad (7.15)$$

В защищаемой конструкции

$$\frac{\sigma_2(\mathbf{M})}{\rho_{y\partial} A_1} = \sum_{k=1}^L (\xi_{12})_k \left\{ \sum_{v=1}^{I-1} \left[\delta + \frac{\mathbf{x}_M}{\sin(\gamma_{0k}^{n(v)} - \Theta^{(v)})} + \mathbf{x}_{0k} \right]^{-1,5} + \sum_{n=1}^N \frac{(W_n)_k \cos^2 \psi_n}{(\delta + r_n + \mathbf{x}_{0k})^{1,5}} \right\}, \quad (7.16)$$

где L - максимальная кратность вторичных волн; I - номер характерной зоны; N - число учитываемых границ геометрической тени; \mathbf{x}_{0k} - расстояние, пройденное волной k -й кратности между первым и k -м актами взаимодействия с поверхностью раздела; $(W_n)_k$ - нормированная амплитуда рассеяния дифрагированной волны k -й кратности от n -й границы геометрической тени; $(\xi_{12})_k$ - обобщенный коэффициент отражения-преломления на поверхности раздела, представляющий собой произведение k коэффициентов отражения и преломления.

На рис. 188 показана расчетная схема формирования напряженного состояния в расчетной точке \mathbf{M} с указанием геометрических величин, входящих в зависимости (7.15) и (7.16). В выражении (7.15) первое слагаемое отражает вклад первичной

волны напряжения, возникающей в покрытии при ударном приложении импульса поверхностного давления, второе - сумму вкладов вторичных волн всех L кратностей, возникающих при взаимодействии первичной волны с микронеровностями поверхности раздела, третье - сумму вкладов дифрагированных волн, связанных с N границами геометрической тени. Аналогичный смысл имеют отдельные слагаемые и в выражении (7.16), исключая вклад не существующей в защищаемом конструктивном элементе первичной волны.

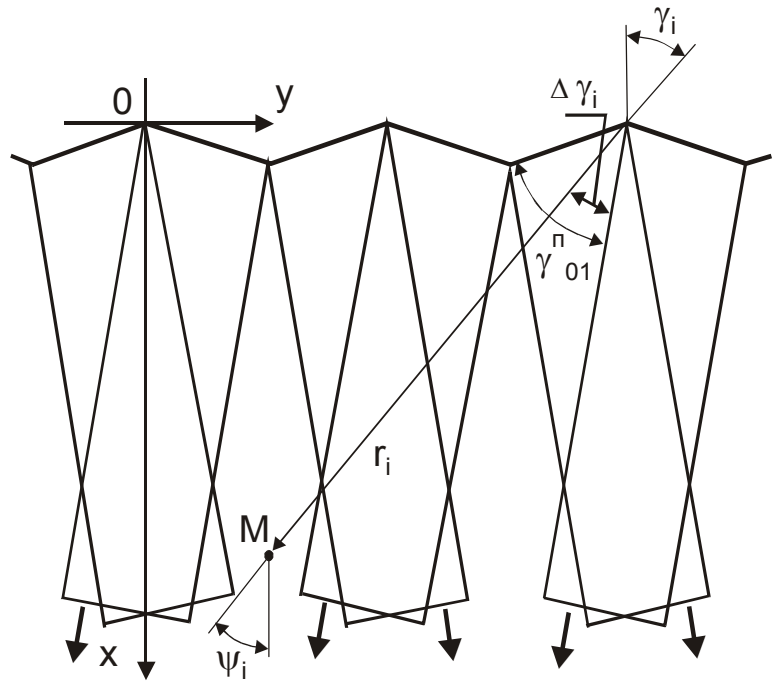


Рис.188. Расчетная схема формирования напряженного состояния в покрытии и конструкции при неоднородной (шероховатой) поверхности раздела

Зависимости (7.15) и (7.16) служат основой для определения поправочных коэффициентов φ_1 и φ_2 , позволяющих учесть влияние неоднородности шероховатости поверхности раздела на уровень напряженного состояния в покрытии и натурном конструктивном элементе соответственно:

$$\varphi_1 = 1 + (\delta - \mathbf{x}_M)^{1,5} \sum_{k=1}^L (\xi_{12})_k \left\{ \sum_{v=1}^{l-1} \left[\delta + \frac{\mathbf{x}_M}{\sin(\gamma_{0k}^{0(v)} - \Theta^{(v)})} + \mathbf{x}_{0k} \right]^{-1,5} + \sum_{n=1}^N \frac{(W_n)_k \cos^2 \psi_n}{(\delta + r_n + \mathbf{x}_{0k})^{1,5}} \right\}; \quad (7.17)$$

$$\varphi_2 = (\delta + \mathbf{x}_M)^{1,5} \sum_{k=1}^L (\xi_{12})_k \left\{ \sum_{v=1}^{l-1} \left[\delta + \frac{\mathbf{x}_M}{\sin(\gamma_{0k}^{n(v)} - \Theta^{(v)})} + \mathbf{x}_{0k} \right]^{-1,5} + \sum_{n=1}^N \frac{(W_n)_k \cos^2 \psi_n}{(\delta + r_n + \mathbf{x}_{0k})^{1,5}} \right\}. \quad (7.18)$$

Как следует из зависимостей (7.15) - (7.18), величина напряжений и поправочные коэффициенты в расчетных точках \mathbf{M} покрытия и конструктивного элемента носят вероятностный характер, так как они являются функциями от набора случайных величин - толщины покрытия δ и размеров микронеровностей, обуславливающих случайный разброс таких геометрических параметров, как \mathbf{x}_{0k} , r_n , ψ_n , γ_{0k}^0 , $(\xi_{12})_k$ и $(W_n)_k$. Стохастический расчет напряжений $\sigma_1(\mathbf{M})$, $\sigma_2(\mathbf{M})$ и коэффициентов φ_1 , φ_2 может быть выполнен в соответствии с методом Монте-Карло при заданных случайным образом выборочных значениях δ , $\mathbf{S}_m^{(i)}$ и $\Theta^{(i)}$ по известным законам их распределения.

Расчеты по данной волновой модели показывают, что в зависимости от соотношения акустических импедансов материалов возможны два качественно отличных типа полей напряжений. Для идеализированной геометрии поверхности раздела с равными $Rz^{(i)}$ и $\mathbf{S}_m^{(i)}$ эти поля приведены на рис. 189. Расчеты показали неоднородность напряженного состояния, которая тем сильнее, чем больше параметр \mathbf{C}^* отличается от 1. Максимум величин напряжения вторичных волн наблюдается в зонах интерференции (зонах 3) на некотором расстоянии \mathbf{x}_{1m} или \mathbf{x}_{2m} от поверхности раздела. Параметры шероховатости существенно влияют на величину максимального напряжения и его положение: с увеличением Rz напряжение падает, а максимум сдвигается к поверхности раздела.

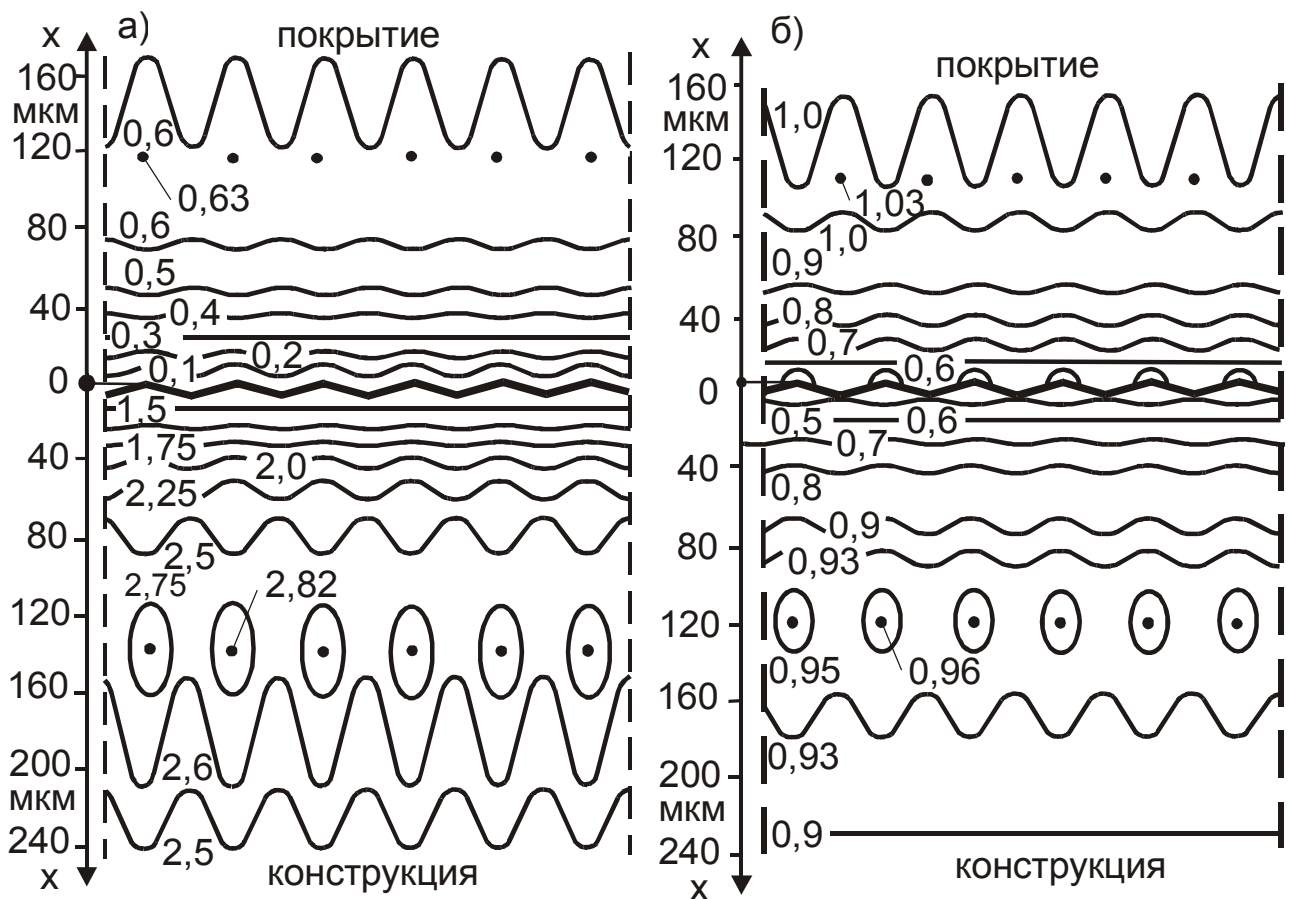


Рис. 189. Поля нормированных напряжений $\sigma_i / (\rho_{уд} A_1 \delta_1^{-1.5})$ вблизи неоднородной поверхности раздела конструкций из стали 20X13 и покрытий: а) из сплава Т15К6 ($C^* = 1,28$); б) из Al_2O_3 ($C^* = 0,86$)

На рис. 190 и 191 приведены результаты численного расчета изменения по глубине напряжения в зоне интерференции плоских волн в зависимости от Rz и S_m . Увеличение протяженности и высоты сторон микронеровностей приводит к снижению уровня напряжений от единичного воздействия частицы эродента как в покрытии, так и в поверхностном слое конструктивного элемента. Это объясняется уменьшением коэффициента $(\xi_{12})_k$, а также увеличением угла ψ_n и пройденных волной расстояний r_n и x_{0k} . Качественный характер изменения напряжений определяется соотношением величин Rz и S_m : при малых S_m и практически любых Rz максимум напряжений находится на некотором расстоянии от поверхности раздела, а с увеличением S_m и снижением Rz смещается на эту поверхность.

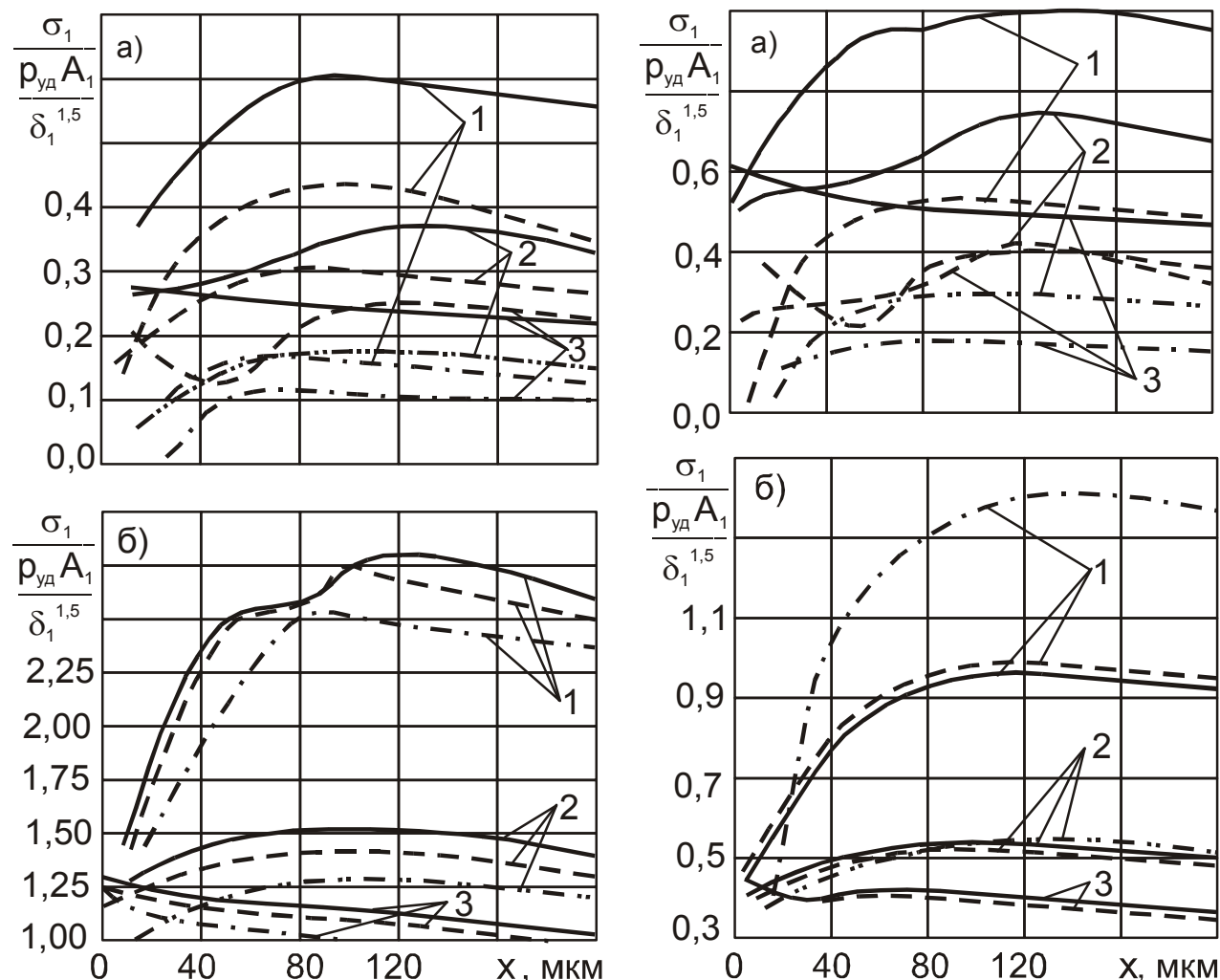


Рис. 190. Изменение нормированного напряжения в зоне интерференции: а - покрытия Т15К6; б - конструкции из стали 20Х13 (1 - $S_m = 22$ мкм; 2 - $S_m = 44$ мкм; 3 - $S_m = 66$ мкм; — $Rz = 6$ мкм; - - - $Rz = 12$ мкм; - · - · - $Rz = 19$ мкм; - · - · - $Rz = 19$ мкм)

Рис. 191. Изменение нормированного напряжения в зоне интерференции: а - покрытия Al_2O_3 ; б - конструкции из стали 20Х13 (1 - $S_m = 22$ мкм; 2 - $S_m = 44$ мкм; 3 - $S_m = 66$ мкм; — $Rz = 6$ мкм; - - - $Rz = 12$ мкм; - · - · - $Rz = 19$ мкм; - · - · - $Rz = 19$ мкм)

На рис. 192 представлены типичные циклы изменения во времени напряжений в характерных зонах покрытий двух типов ($Z_1 > Z_2$ и $Z_1 < Z_2$). В покрытиях с $Z_1 > Z_2$ наблюдается отнулевой цикл. Вторичные волны, совпадающие по знаку с первичной волной нагрузки, повышают обусловленный ею уровень

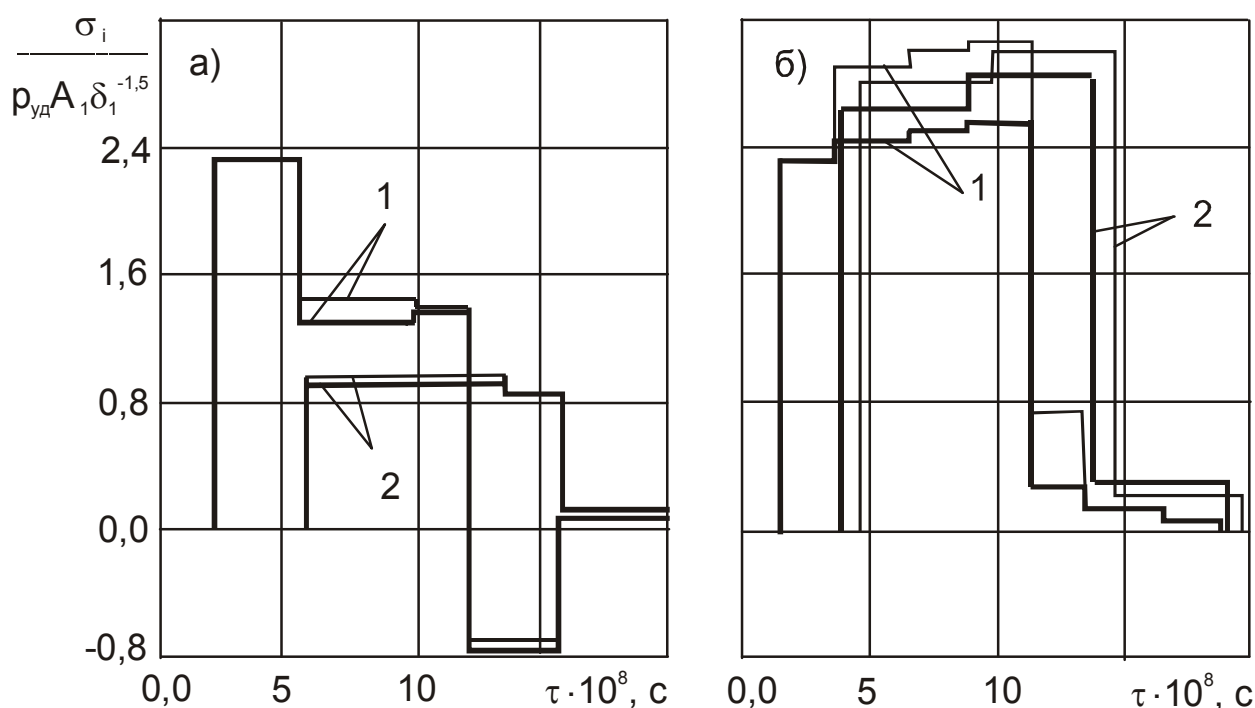


Рис. 192. Нормированные циклы нагружения в конструкции из стали 20X13 и покрытия: а - Al_2O_3 ; б - Т15К6 (1 - в покрытии; 2 - в конструкции; ———— - зона геометрической тени; - - - - - зона интерференции)

напряженного состояния, а резкое падение напряжения в конце цикла связано с прохождением первичной волны нагрузки. Для покрытий с $Z_1 < Z_2$ характерен знакопеременный цикл с коэффициентом асимметрии $r < -1$. Это связано со снижением первоначального уровня напряженного состояния при прохождении вторичных волн, отличающихся по знаку от первичной волны нагрузки. В результате, к моменту подхода первичной волны разгрузки величина напряжения сжатия в объеме материала оказывается меньше напряжения на её фронте: в материале появляются напряжения растяжения.

Волновая модель формирования напряженного состояния тонкого покрытия и конструкции из неоднородного материала с неоднородной (шероховатой) поверхностью раздела. Данная модель является наиболее общей и полно учитывающей реальные источники неоднородно-

сти поверхностных слоев эродирующих конструктивных элементов. Она образована объединением двух ранее рассмотренных волновых моделей формирования напряженного состояния - модели неоднородного по глубине материала и модели тонкого покрытия с неоднородной (шероховатой) поверхностью раздела материалов.

Непостоянство величины скорости в неоднородных материалах покрытия и конструктивного элемента приводит к рефракции - искривлению лучевых траекторий движения вторичных волн и искривлению границ геометрической тени. При моделировании неоднородного материала дискретно-неоднородной средой траектория движения волны будет аппроксимироваться кусочно-линейной ломаной линией (рис. 193). При этом углы $\Delta\gamma_i$ и ψ_i изменяются на $\Delta\gamma_{\mu i}$ и $\psi_{\mu i}$, а расстояние r_i - на $r_{\mu i}$. Как следует из зависимостей (7.15) и (7.16), это приводит к изменению величин вкладов отдельных вторичных волн в напряженное состояние произвольной точки M и к изменению поправоч-

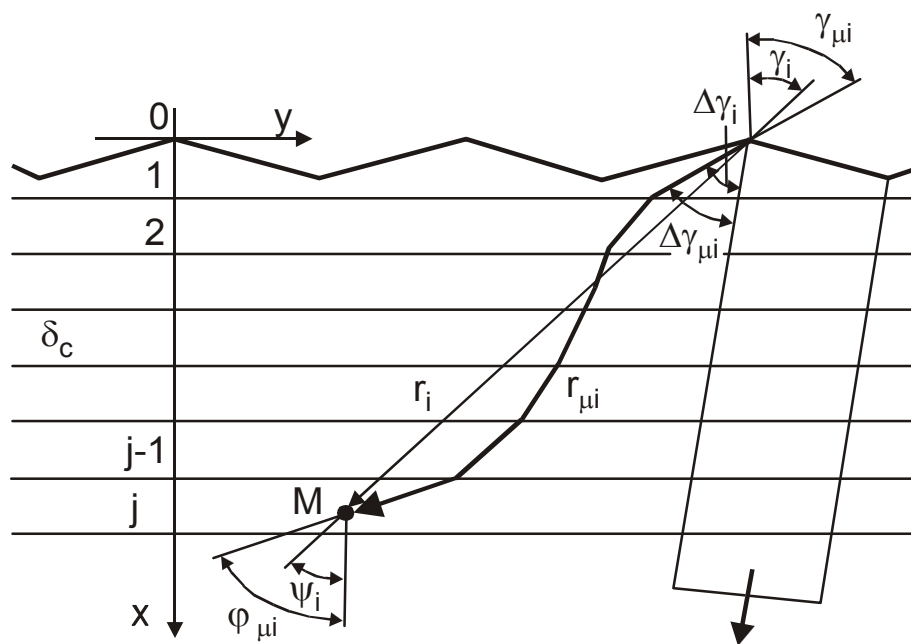


Рис. 193. Расчетная схема неоднородного по глубине материала вблизи шероховатой поверхности раздела покрытия и конструктивного элемента

ных коэффициентов φ_1 и φ_2 . В пределах j -го слоя углы наклона отрезка траектории к координатным осям ω_x и ω_y известны, они определяются законом Снеллиуса и соотношением (7.5):

$$\omega_x = \pi + \arcsin \left\{ \left[\frac{HB}{HB(x=0)} \right]^{0,75} \sin \gamma_{\mu i} \right\}, \quad \omega_y = \omega_x - \frac{\pi}{2}.$$

Построение траектории волны производится интегрированием дифференциального уравнения первого порядка

$$y' = \frac{\omega_x}{\omega_y}.$$

Угол $\gamma_{\mu i}$ заранее неизвестен, поэтому данное уравнение определяет бесконечное множество траекторий, проходящих через рассматриваемую угловую точку поверхности раздела. Для его вычисления необходима итерационная процедура расчета координаты точки M $y_M^{(k)} = f(\gamma_{\mu i}^{(k-1)})$ с корректировкой до тех пор, пока $y_M^{(k)}$ не совпадет с y_M . Найденный угол $\gamma_{\mu i}$ является основой для вычисления коэффициентов

$$K_{\gamma i} = \frac{\Delta \gamma_{\mu i}}{\Delta \gamma_i} = \frac{\gamma_{\mu i} - \gamma_{0i}}{\gamma_i - \gamma_{0i}};$$

$$K_{\psi i} = \frac{\psi_{\mu i}}{\psi_i} = \frac{1}{\gamma_i} \arcsin \left\{ \left[\frac{HB(x=x_M)}{HB(x=0)} \right]^{0,75} \sin \gamma_{\mu i} \right\};$$

$$K_{ri} = \frac{r_{\mu i}}{r_i} = \frac{1}{x_M} \cos \gamma_i \int_0^{x_M} \frac{dx}{\cos \left\{ \arcsin \left[\frac{HB(x=x_M)}{HB(x=0)} \right]^{0,75} \sin \gamma_{\mu i} \right\}}.$$

Таким образом, совместный учет шероховатости поверхности раздела и неоднородности материала по глубине сводится к внесению найденных поправок в зависимости (7.15) и (7.16):

$$\frac{\sigma_1(M)}{\rho_{y\partial} A_1} = \frac{1}{(\delta_1 - x_M)^{1,5}} + \sum_{k=1}^L (\xi_{12})_k \left\{ \sum_{v=1}^{I-1} \left[\delta + \frac{x_M}{\sin K_{\psi k} (\gamma_{0k}^{0(v)} - \Theta^{(v)})} + x_{0k} \right]^{-1,5} + \sum_{n=1}^N \frac{(W_n)_k \cos^2(K_{\psi n} \psi_n)}{(\delta + K_{rn} r_n + x_{0k})^{1,5}} \right\}; \quad (7.19)$$

$$\frac{\sigma_2(M)}{\rho_{y\partial} A_1} = \sum_{k=1}^L (\xi_{12})_k \left\{ \sum_{v=1}^{I-1} \left[\delta + \frac{x_M}{\sin K_{\psi k} (\gamma_{0k}^{n(v)} - \Theta^{(v)})} + x_{0k} \right]^{-1,5} + \sum_{n=1}^N \frac{(W_n)_k \cos^2(K_{\psi n} \psi_n)}{(\delta + K_{rn} r_n + x_{0k})^{1,5}} \right\}. \quad (7.20)$$

Расчеты по зависимостям (7.19) и (7.20) показывают, что в неоднородном материале качественный характер поля напряжений в покрытии и защищаемом конструктивном элементе остается неизменным, имеют место лишь количественные отличия. В зависимости от закона изменения твердости величина напряжений в однородном и неоднородном материалах может отличаться на 10...20 %. Это иллюстрируется представленными на рис. 194 графиками изменения напряжений в поверхно-

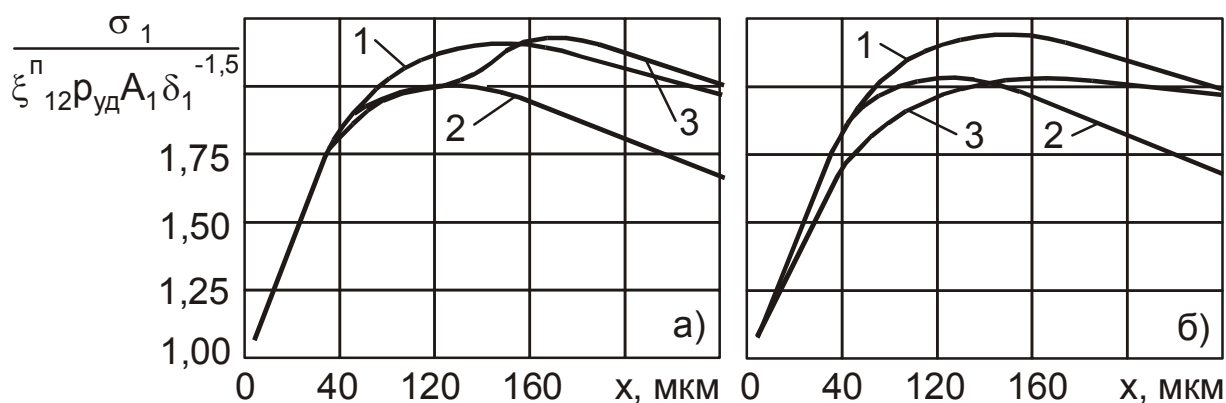


Рис. 194. Изменение нормированных напряжений при различных законах изменения твердости в зонах интерференции конструкции из стали 20X13 с покрытием:

а - Т15К6; б - Al_2O_3 (1 - $HV=4600-1,2 \cdot 10^7 x$, МПа;
2 - $HV=4600-1,9 \cdot 10^7 x + 8,7 \cdot 10^{10} x^2$, МПа; 3 - $HV=2300$ МПа)

стном слое стальных конструктивных элементах с покрытием, рассчитанными с помощью соотношений (7.19) и (7.20) для двух законов изменения твердости (рельеф принят регулярным).

Зависимости (7.19) и (7.20) служат основой для определения поправочных коэффициентов φ_1 и φ_2 , позволяющих учесть неоднородность поверхности раздела и материалов на уровень напряженного состояния в покрытии и натурном конструктивном элементе:

$$\varphi_1 = 1 + (\delta - \mathbf{x}_M)^{1,5} \sum_{k=1}^L (\xi_{12})_k \left\{ \sum_{v=1}^{I-1} \left[\delta + \frac{\mathbf{x}_M}{\sin K_{\psi k} (\gamma_{0k}^{0(v)} - \Theta^{(v)})} + \mathbf{x}_{0k} \right]^{-1,5} + \sum_{n=1}^N \frac{(W_n)_k \cos^2(K_{\psi n} \psi_n)}{(\delta + K_{rn} r_n + \mathbf{x}_{0k})^{1,5}} \right\}; \quad (7.21)$$

$$\varphi_2 = (\delta + \mathbf{x}_M)^{1,5} \sum_{k=1}^L (\xi_{12})_k \left\{ \sum_{v=1}^{I-1} \left[\delta + \frac{\mathbf{x}_M}{\sin K_{\psi k} (\gamma_{0k}^{n(v)} - \Theta^{(v)})} + \mathbf{x}_{0k} \right]^{-1,5} + \sum_{n=1}^N \frac{(W_n)_k \cos^2(K_{\psi n} \psi_n)}{(\delta + K_{rn} r_n + \mathbf{x}_{0k})^{1,5}} \right\}. \quad (7.22)$$

В целом, учет реальных особенностей материалов поверхностных слоев эродирующих конструктивных элементов согласно расчетам по зависимостям (7.17) - (7.22) показывает, что величины поправочных коэффициентов φ_1 и φ_2 лежат, в основном, в диапазоне 2 ... 8.

7.3.4. Вероятностные модели механизмов исчерпания ресурса поверхностной противозерозионной защиты

Процесс исчерпания ресурса конструктивных элементов влажнопаровых турбинных ступеней с поверхностной защитой

имеет ряд принципиальных особенностей по сравнению с эрозионным повреждением аналогичных деталей без подобной защиты. Они вытекают из наличия двух и более слоев материалов с различными механическими, химическими и теплофизическими свойствами в каждом слое. Эти особенности проявляются в существовании дополнительно к механизму собственно эрозионного разрушения и других механизмов истощения ресурса эрозионностойких защитных покрытий - отслаивания и растрескивания упрочненного слоя.

Отслаивание упрочненного слоя вдоль поверхности раздела материалов защищаемого конструктивного элемента и покрытия происходит либо при появлении нормальных напряжений отрыва, превышающих адгезионную или когезионную прочность сцепления материалов, либо вследствие разрушения материалов волнами напряжений, генерируемых ударами частиц эродента [96, 108, 118, 167]. Растрескивание упрочненного слоя происходит перпендикулярно поверхности защищаемого конструктивного элемента из-за наличия в покрытии растягивающих напряжений, превышающих некую предельно допустимую величину [88, 118, 189].

Отдельные механизмы истощения ресурса оказывают взаимное влияние друг на друга, интенсифицируя тем самым процесс развития разрушения противоэрозионных покрытий. Этот факт можно наглядно представить в виде графа (рис. 195) с обозначением на нем наиболее существенных причин взаимного влияния.

Эрозионное разрушение поверхности. Согласно волновой модели формирования напряженного состояния поверхностно упрочненных материалов изменения в уровне действующих динамических напряжений, обусловленных ударным воздействием частиц эродента по поверхности противоэрозионной



Рис. 195. Граф взаимного влияния механизмов разрушения противозерозионных покрытий

защиты, по сравнению с однородным материалом связаны с действием вторичных отраженных и преломленных дифрагированных волн нагрузки и разгрузки, а также с их рефракцией. Количественные различия выражаются поправочными коэффициентами φ , представляющими отношение величин напряжений в поверхностно упрочненном и однородном материалах. При учете микрошероховатости поверхности раздела материалов покрытия и защищаемой конструкции коэффициенты φ определяются зависимостями (7.17) и (7.18), при учете переменности свойств по глубине модифицированного поверхностного слоя – зависимостью (7.7), а при совместном учете микрошеро-

ховатости поверхности раздела и переменности свойств по глубине - зависимостями (7.21) и (7.22).

В результате, величина эрозионно-усталостного повреждения материала покрытия и защищаемого элемента от одиночного акта нагружения d_1 выражается зависимостью

$$d_1 = \frac{1}{N_{\varepsilon 0}} \left(\frac{\varphi \sigma_{\varepsilon 0}}{\sigma_{\varepsilon R}} \right)^{m_{\varepsilon}}, \quad (7.23)$$

где $\sigma_{\varepsilon 0}$ - амплитуда переменного напряжения в однородном материале.

Таким образом, для механических видов эрозии неоднородных материалов зависимости (4.37), (4.38), (4.40) и (4.46) примут вид:

- для каплеударного (гидроэрозионного) разрушения

$$d_1 = \frac{1}{N_{\varepsilon 0}} \left[\varphi \left(\frac{r_K}{W_R'} \right)^{1,5} v_n' (v_R')^2 \right]^{m_{\varepsilon}},$$

- для кавитационного разрушения ударами микроструй

$$d_1 = \frac{1}{N_{\varepsilon 0}} \left[\varphi \left(\frac{r_{MC}}{W_R'} \right)^{1,5} v_{MC}' (v_R')^2 \right]^{m_{\varepsilon}},$$

- для кавитационного разрушения от воздействия волны давления при схлопывании газового пузырька

$$d_1 = \frac{1}{N_{\varepsilon 0}} \left(\frac{\varphi r v_{\phi} v_{\phi R}}{W_{\phi R}} \right)^{m_{\varepsilon}},$$

- для газообразивного разрушения

$$d_1 = \frac{1}{N_{\varepsilon 0}} \left[\varphi \left(\frac{d_p}{W_R} \right)^{1,5} v_{p0} v_R^2 \right]^{m_{\varepsilon}}.$$

Зависимость (7.23) структурно аналогична зависимости (4.33) для однородных материалов. Поэтому для прогнози-

вания кинетики эрозии конструктивных элементов с поверхностной противозэрозионной защитой могут быть использованы все те вероятностные методики расчета параметров ударного воздействия и количественных показателей разрушения, которые представлены в гл. 4 и 5.

По сравнению с эрозией однородного материала имеется дополнительный источник вероятностного разброса повреждения d_1 - поправочный коэффициент φ , комплексно отражающий случайный характер размеров Rz и S_m микронеровностей поверхности раздела, локальных толщин поверхностной защиты и графика изменения твердости по глубине $HB(x)$.

Коэффициент φ_1 является переменным вдоль поверхности покрытия в зависимости от расположения характерных зон поля напряжений. Согласно (7.17) положение зон наибольших значений φ_1 зависит от знаков первичной и вторичных отраженных волн напряжений, т.е. от соотношения импедансов материалов покрытия и защищаемого конструктивного элемента, а также толщины покрытия. При $Z_1 < Z_2$ у первичной и вносящих наибольший вклад в напряженное состояние вторичных волн, один раз отраженных от поверхности раздела, знаки совпадают и вне зависимости от δ наибольшие φ_1 наблюдаются непосредственно над микровпадиной. При $Z_1 > Z_2$ знаки первичной и вторичных волн противоположны, поэтому при толщине покрытия, меньшей или значительно большей

$$\delta_n = \frac{1}{2} \tau_{y\sigma} C_1 ,$$

зона наибольших φ_1 расположена над микровыступом поверхности раздела, а при $\delta \geq \delta_n$ возможно её смещение к микровпадине. В этих зонах материал покрытия подвержен наибольшему эрозионно-усталостному повреждению и здесь следует

предполагать наиболее вероятное возникновение первичных очагов эрозионного разрушения покрытия.

Представление о влиянии микрогеометрии поверхности раздела и толщины покрытия на относительную эрозионную стойкость противоэрозионной защиты, выраженную отношением продолжительностей инкубационных периодов эрозии покрытий конечной δ и бесконечно большой $\delta \rightarrow \infty$ толщины

$$e_{\tau u} = \frac{\tau_{u\delta}}{\tau_{u\infty}},$$

дает рис. 196. При относительно малых толщинах эрозионная стойкость защиты заметно ниже, чем у толстых покрытий, причем степень снижения определяется параметрами микрогеометрии поверхности раздела. Для каждого материала покрытия характерна своя переходная толщина δ_r , практически независимая от Rz и S_m . Она определяется параметрами ударного воздействия и сочетанием акустических импедансов покрытия и защищаемой конструкции. Применительно к условиям каплеударного повреждения представление о влиянии этих факторов на δ_r дает рис. 197. Переходную толщину можно использовать в качестве естественного разграничителя тонких покрытий, при расчете и проектировании которых в обязательном порядке следует учитывать рассмотренные в гл. 6 волновые процессы формирования напряженного состояния, и толстых покрытий-накладок, которые в процессе эрозионного разрушения ведут себя как однородный материал, пока эродированная поверхность удалена от поверхности раздела на расстояние $x > \delta_r$. Существование δ_r подтверждается экспериментальными данными, полученными на предприятии «Шкода» при испытаниях на каплеударном стенде образцов с электроискровым покрытием сплавом Т15К6 [144]. Они выявили сни-

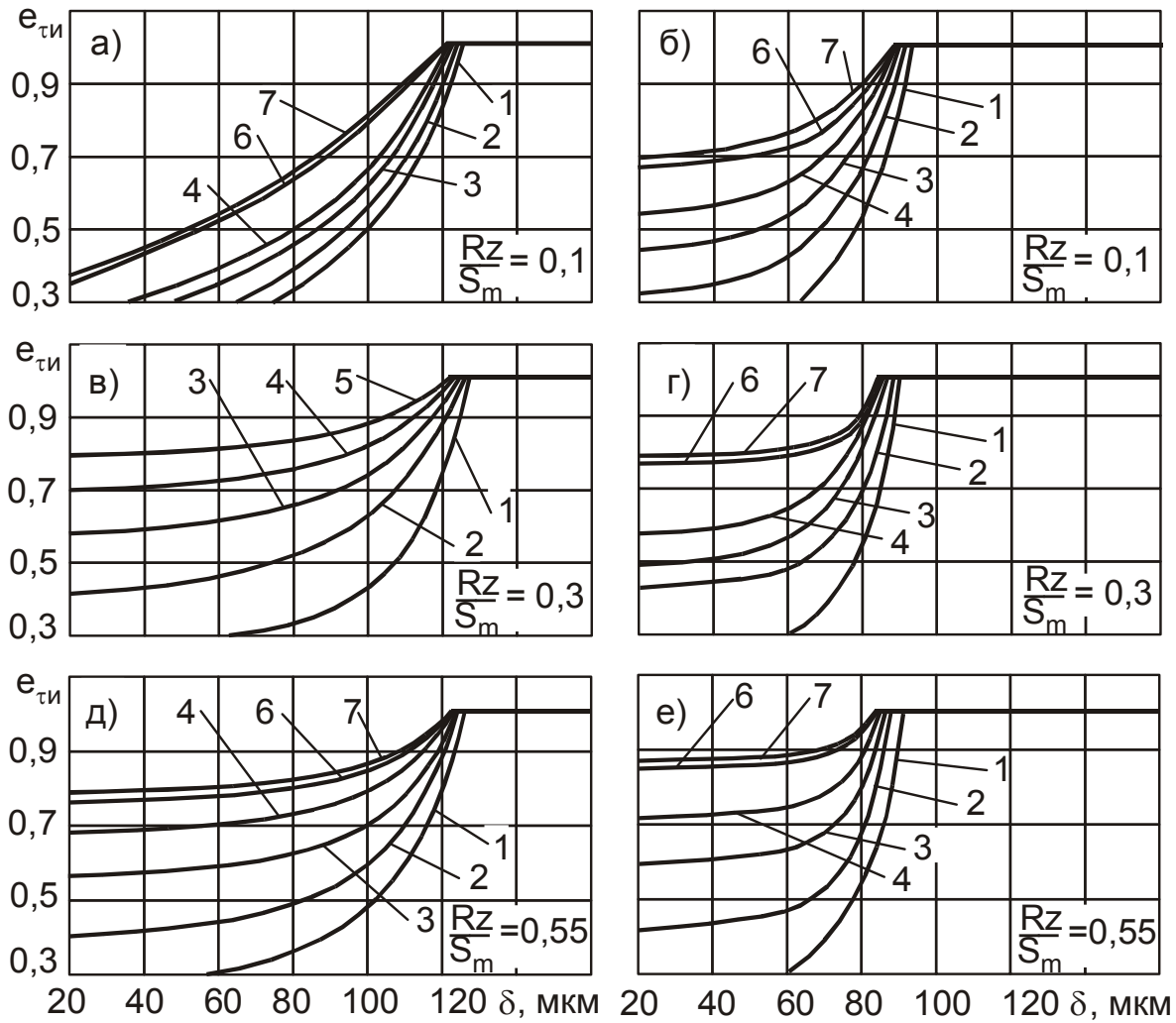


Рис.196. Влияние параметров шероховатости поверхности раздела на стойкость покрытий: а-в - покрытие сплавом Т15К6 стали 20Х13 ($Z_1 > Z_2$); г-е - хромирование стали 20Х13 ($Z_1 < Z_2$).
 Номера кривых: 1 - $S_m = 12,7$ мкм; 2 - $S_m = 18$ мкм;
 3 - $S_m = 24$ мкм; 4 - $S_m = 30$ мкм; 5 - $S_m = 40$ мкм;
 6 - $S_m = 100$ мкм; 7 - $S_m = 200$ мкм

жение эрозионной стойкости Т15К6 при толщинах 100...200 мкм в 2...4 раза, что достаточно хорошо количественно согласуется с данными рис. 196. В [33] приведены данные об исследованиях на эрозионно-ударном стенде и магнитоэрозионном вибраторе электролитически осажденного хромового покрытия различных сталей, показывающие зависимость его эрозионной стойкости от толщины. При толщинах слоя хрома более 40 мкм наблюдалось заметное повышение стойкости по-

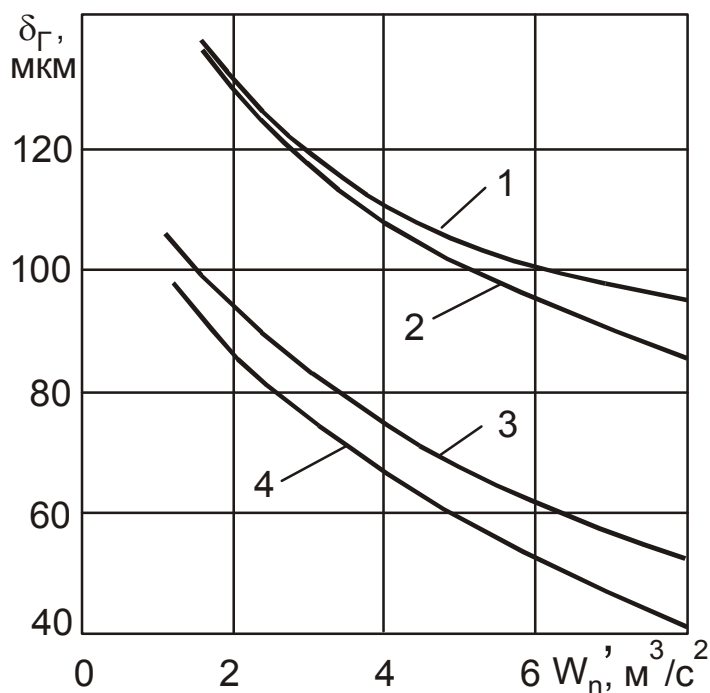


Рис. 197. Зависимость переходной толщины тонких покрытий от параметров нагружения при каплеударном воздействии: 1 - Т15К6 на 12Х13; 2 - Т15К6 на ТС5; 3 - Cr на 12Х13; 4 - Cr на ТС5

крытия. Это соответствует представленным на рис. 196, г-е данным расчета, показывающим резкое увеличение стойкости хромового покрытия при толщинах более 50...60 мкм. О хорошем соответствии для тонких покрытий качественного характера расчетов по (7.23) и экспериментальных зависимостей $e_{\tau u} \sim \delta$ свидетельствуют данные рис. 198.

При создании противозерозионной защиты модификацией эрозионно-

усталостных свойств поверхностного слоя защищаемого конструктивного элемента поправочный коэффициент рефракции φ может быть выражен в виде

$$\varphi = \frac{Y}{Y_0} = Y^{отн}$$

как отношение безразмерных комплексов упрочненного

$$Y = \frac{\sigma_1}{\sigma_R}$$

и неупрочненного однородного материалов

$$Y_0 = \frac{\sigma_{10}}{\sigma_{R0}}$$

Учитывая зависимости (7.19) и (7.20), комплекс $Y^{отн}$ на расстоянии x_j от наружной поверхности покрытия (рис. 193):

$$Y^{омн}(x_j) = \frac{1}{2} \cdot \frac{3 + \left(\frac{HB_{j+1}}{HB_j}\right)^{0,75}}{1 + \left(\frac{HB_{j+1}}{HB_j}\right)^{0,75}} \left\{ \frac{4}{3 + \left(\frac{HB_{j+1}}{HB_j}\right)^{0,75}} \cdot \frac{\sigma_R(x_{j-1})}{\sigma_R(x_j)} \left(\frac{j}{j-1}\right)^{1,5} \times \right. \\ \left. \times Y^{омн}(x_{j-1}) - \left(\frac{HB_j}{HB_0}\right)^{0,375} \frac{\sigma_{R0}}{\sigma_R(x_j)} \left[\left(\frac{j}{j-1}\right)^{1,5} - 1 \right] \right\}. \quad (7.24)$$

Величина данного коэффициента пропорциональна отношению d_1/d_{10} и он может рассматриваться как характеристика относительной эрозионной повреждаемости поверхностно упрочненных материалов. При этом повреждение от единичного акта нагружения со стороны частиц эродента

$$d_1 = \frac{\left[Y^{омн}(x=0) \frac{\sigma_{\text{э}0}}{\sigma_{\text{э}R}} \right]^{m_3}}{N_{\text{э}0}}. \quad (7.25)$$

По зависимости (7.24) рассчитывались графики функции $Y^{омн}$ для различных законов изменения твердости, характерных для поверхностного слоя материалов после упрочняющей обработки (рис. 199). Вблизи наружной поверхности

$$Y^{омн}(x=0) = \frac{\sigma_{R0}}{\sigma_R} \left[\frac{HB(x=0)}{HB_0} \right]^{0,375}. \quad (7.26)$$

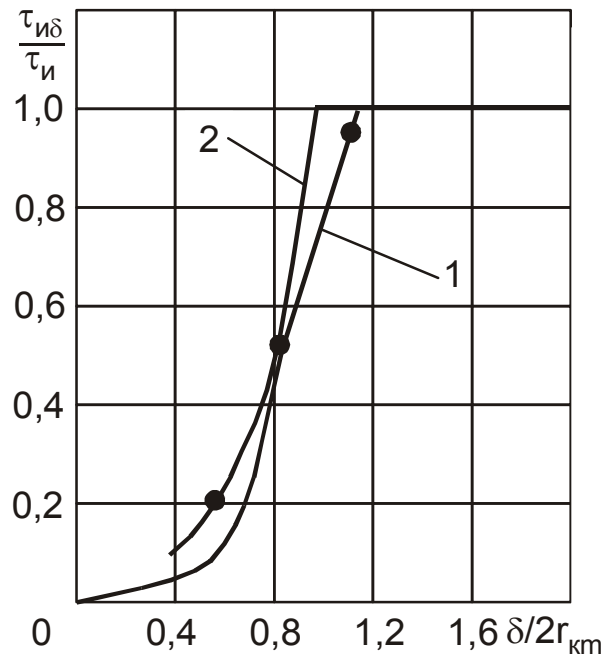


Рис. 198. Зависимость продолжительности инкубационного периода каплеударного разрушения стали 12Х12Н9Т от толщины покрытия: 1 - эксперимент; 2 - расчет

Участку кривой $HB(x)$ с положительным градиентом твердости по глубине $dHB/dx > 0$ соответствует уменьшение $Y^{отн}$, а с отрицательным - увеличение. Для реальных законов изменения твердости характерно существование пороговой глубины $\delta_{пор}$, начиная с которой комплекс $Y^{отн} > 1$.

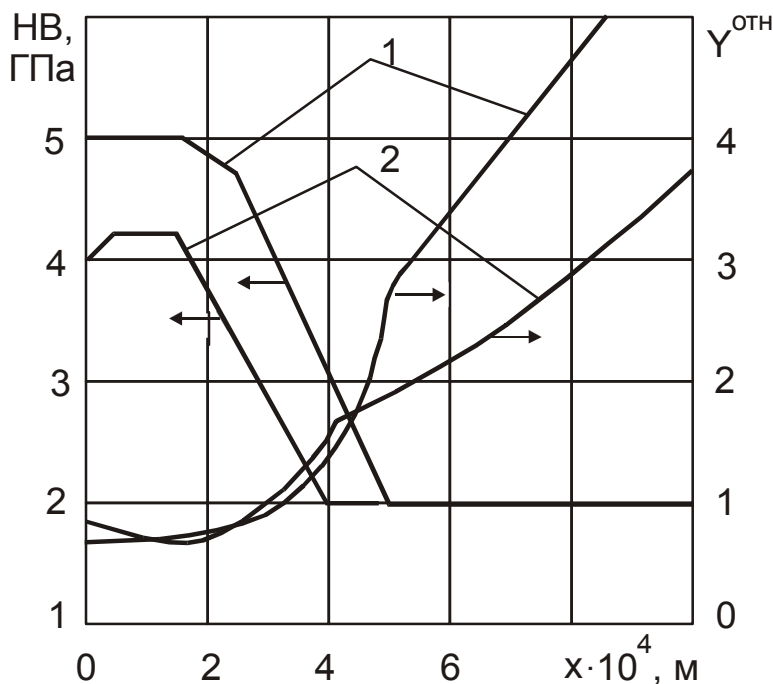


Рис. 199. Характерные законы изменения твердости по глубине материала и соответствующие функции $Y^{отн}$

Физически это означает, что в упрочненном слое $x \in [0; \delta_{пор}]$ эрозионно-усталостное повреждение произвольного микрообъема материала волной напряжения от одиночного акта воздействия эродента оказывается меньше, чем в случае неупрочненного материала, а при $x > \delta_{пор}$ - больше. Значение пороговой глубины $\delta_{пор}$ зависит от закона изменения твердости. Она возрастает с увеличением твердости поверхности и величины отрицательного градиента твердости. Например, для стали 12X13 на основе ортогонального центрального композиционного планирования многофакторных экспериментов с ядром типа ПФЭ 2^2 получена зависимость для оценки $\delta_{пор}$ [182]

$$\delta_{пор} = \frac{2,674 + 1,938 \tilde{z}_1 + 1,346 \tilde{z}_2 + 0,984 \tilde{z}_1 \tilde{z}_2 + 0,106 \tilde{z}_1^2 + 0,688 \tilde{z}_2^2}{10000},$$

где $\tilde{z}_1 = [HB(x=0) - 5300] / 2121$ - нормированная твердость поверхности; $\tilde{z}_2 = -[dHB(x=0)/dx + 2500] / 1414$ - нормированный градиент твердости на поверхности материала.

В упрочненном поверхностном слое по сравнению с однородным материалом имеется дополнительный источник случайного разброса эрозионно-усталостного повреждения d_1 - комплекс $Y^{omn}(x=0)$, отражающий случайный разброс твердости микроплощадок поверхности защищаемой конструкции.

Корректность предложенной модели влияния упрочнения на количественные характеристики каплеударного и кавитационного разрушения оценивалась с помощью известных экспериментальных данных об эрозионной стойкости сталей после различных видов повышения твердости поверхностного слоя. Оценка эрозионной стойкости сталей выполнялась по зависимости (7.25), принимая во внимание её пропорциональность отношению повреждений d_1 / d_{10} . Как видно из рис. 200 и 201, соотношение (7.25) удовлетворительно отражает качественный характер и количественную сторону явления увеличения эрозионной стойкости упрочненного материала в зависимости от степени повышения его поверхностной твердости.

Отслаивание эрозионностойкого слоя. Возможное нарушение адгезионных связей на поверхности раздела покрытия и защищаемой конструкции или когезионных связей в объеме контактирующих материалов, проявляющееся в виде отслаивания участков поверхностного слоя, вызывается несколькими причинами:

- 1) недостаточной адгезией материалов;
- 2) высоким уровнем остаточных технологических напряжений и эксплуатационных нагрузок;
- 3) усталостным разрушением микровыступов поверхности раздела вследствие образования высокочастотного напряженно-деформированного состояния от ударного воздействия частиц эродента.

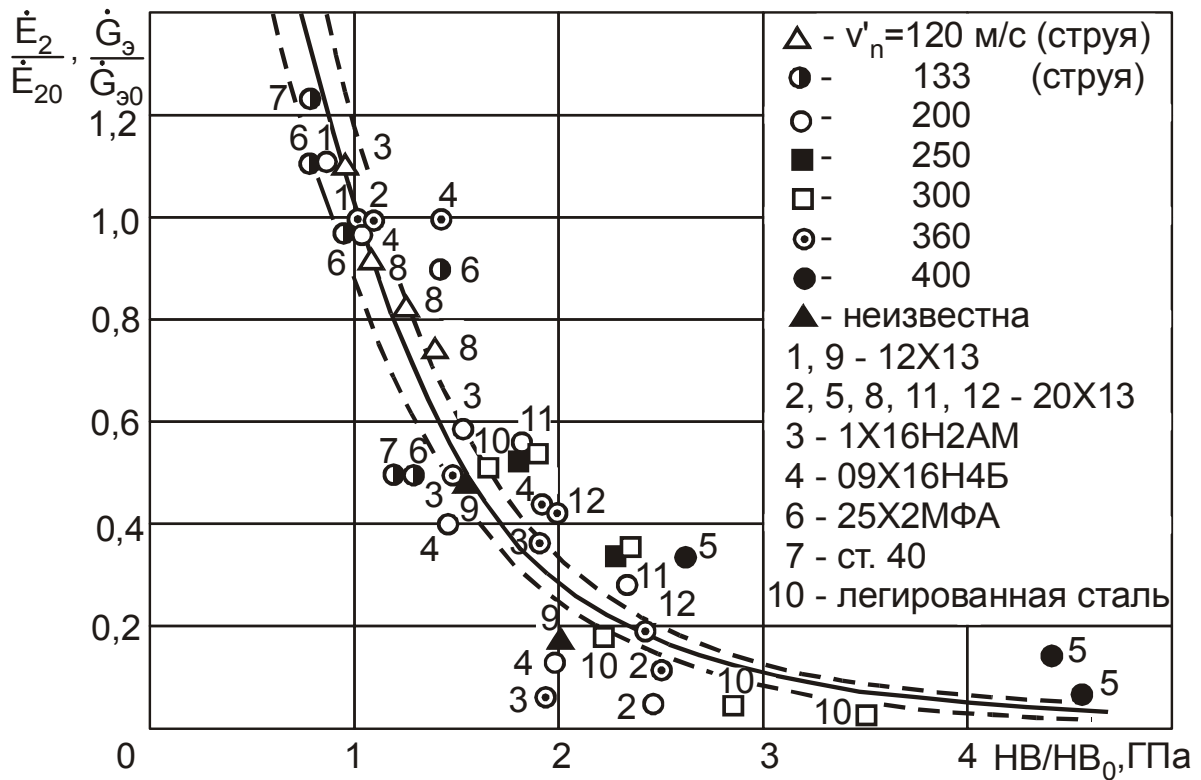


Рис.200. Влияние твердости поверхности на эрозионную стойкость сталей при гидроэрозионном разрушении: 1...4 - [153]; 5 - [125]; 6...8 - [158]; 9 - [44]; 10, 11- [176]; 12 - [36] (----- - расчет при \overline{HB} ; - - - - расчет при $\overline{HB} + 3S_{HB}$)

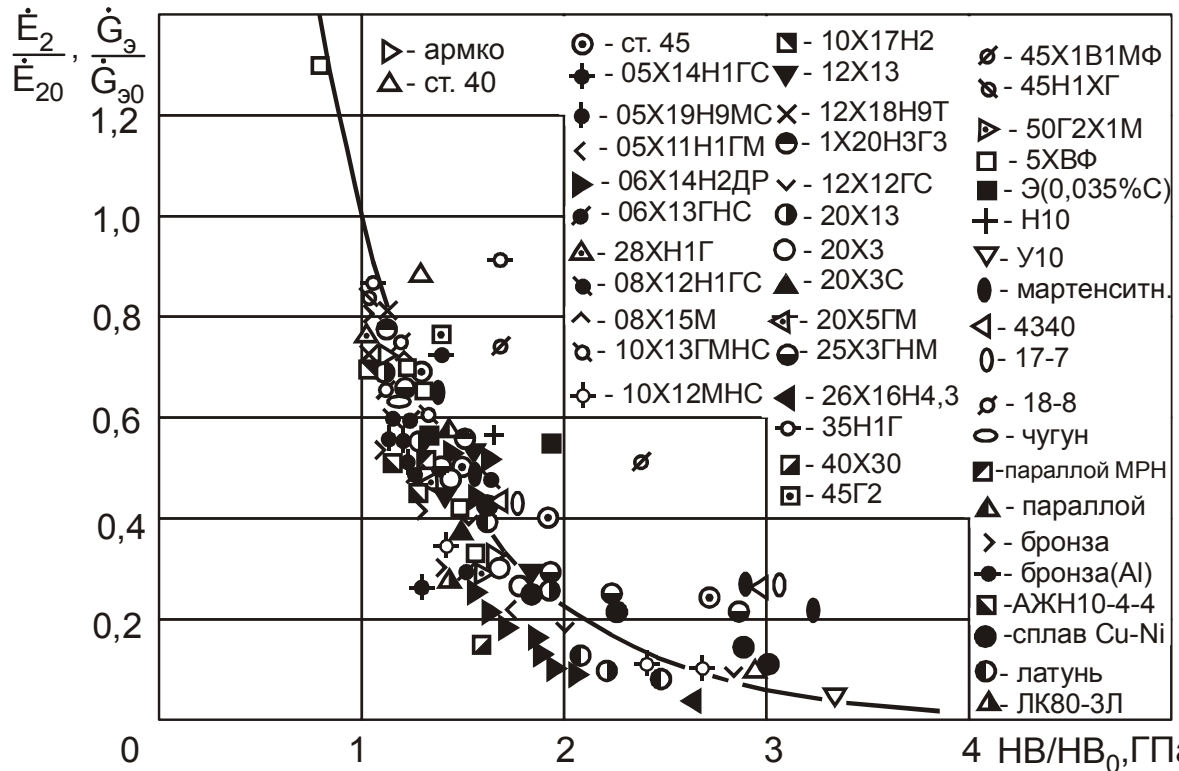


Рис. 201. Влияние твердости на эрозионную стойкость сталей и сплавов при кавитационном разрушении (обработка данных разных авторов): ----- - расчет при \overline{HB}

Первые две причины наиболее вероятны для защитных покрытий относительно большой толщины. Они не связаны с эрозионными процессами, а определяются условиями создания поверхностной защиты и системой действующих эксплуатационных нагрузок. Проявление названных причин – результат недостаточной отработанности технологии создания покрытия и подбора материалов. Поэтому на стадии производства с помощью соответствующих технологических мероприятий возможно значительное снижение предрасположенности толстых покрытий к отслаиванию. Более подробный анализ названных причин выходит за рамки рассматриваемых вопросов. Ему посвящены работы [21, 22, 85, 118, 201].

Третья причина может проявляться только в относительно тонких покрытиях, обладающих достаточно высокой адгезией и низким уровнем остаточных напряжений. Она непосредственно связана с условиями эксплуатации защищаемых конструктивных элементов и определяется параметрами эрозионно-ударного воздействия на поверхность покрытия со стороны потока частиц эродента. Характеристики возникающего при этом цикла переменных во времени напряжений в произвольной точке M i -го материала вблизи поверхности раздела рассчитываются на основании зависимостей (7.8) - (7.10):

- среднее напряжение

$$\sigma_{cp,i}(M) = \frac{1}{2\tau_{y\partial}} \int_0^{2\tau_{y\partial}} \sigma_i(M, \tau) d\tau,$$

- амплитуда

$$\sigma_{a,i}(M) = \max_{2\tau_{y\partial}}[\sigma_i(M, \tau)] - \sigma_{cp,i}(M).$$

Для таких переменных напряжений можно считать справедливыми известные критерии усталостного разрушения ма-

териалов при высокоскоростном деформировании и модели прогнозирования этого процесса [95, 173].

Процесс накопления усталостных повреждений в произвольных микрообъемах материалов покрытия и защищаемой конструкции является случайным в соответствии со случайным характером эрозионно-ударного воздействия [101, 108]. Для его представления и оценки продолжительности работы до момента появления первых очагов усталостного разрушения справедлив подход на основе дискретных цепей А.А. Маркова, разработанный в гл. 4 применительно к прогнозированию продолжительности инкубационного периода эрозии. Однако необходимо учесть количественные отличия процессов, связанные с определением величины усталостного повреждения от единичного цикла нагружения d_1 . Учитывая соотношение для расчета повреждения от одного ступенчатого несимметричного цикла нагружения при случайных воздействиях [37] и особенности формирования напряженного состояния в эродирующей конструкции, получим для i -го контактирующего материала:

$$d_1 = N_{0i}^{-1} \left(\frac{\sigma_{Ti}}{\sigma_{Ti} - \sigma_{cp,i}} \right)^{m_i+1} \left\{ \frac{\left[\sigma_{a,i} + \frac{\psi_{0i} - (\psi_{0i} - 1)\sigma_{cp,i}}{\sigma_{Ti}} \sigma_{cp,i} \right]^{m_i}}{\sigma_{Ri}} \right\}, \quad (7.27)$$

где m - показатель наклона кривой усталости; N_0 - абсцисса точки перелома кривой усталости; ψ_0 - коэффициент чувствительности к асимметрии цикла напряжений.

Наиболее вероятными местами нарушения сплошности материалов и возникновения усталостных трещин отслаивания являются зоны наибольших напряжений, положение которых определяется соотношением акустических импедансов Z_1 / Z_2

(п. 7.3.3). В пределах этих зон, в свою очередь, имеются микрообъемы с максимальным значением напряжения (рис. 190, 191 и 194). Их положение определяется соотношением

$$x_{mi} = 1,5\varphi_i \left(\frac{d\varphi_i}{dx} \right)^{-1} - \delta.$$

При относительно высоких градиентах уточняющих коэффициентов

$$\frac{d\varphi_i}{dx} \geq 1,5 \frac{\varphi_i}{\delta},$$

обратно пропорциональных углу наклона боковых сторон неровностей, наибольшее повреждение испытывают микрообъемы, примыкающие к поверхности раздела и отслаивание протекает путем нарушения адгезионных связей. В противном случае максимум смещается в объем контактирующих материалов и отслаивание протекает путем нарушения когезионных связей.

Определяющее влияние на протекание усталостного отслаивания покрытий и количественные характеристики этого процесса оказывает толщина защитного слоя. Представление об этом дают приведенные на рис. 202 результаты расчета продолжительности обра-

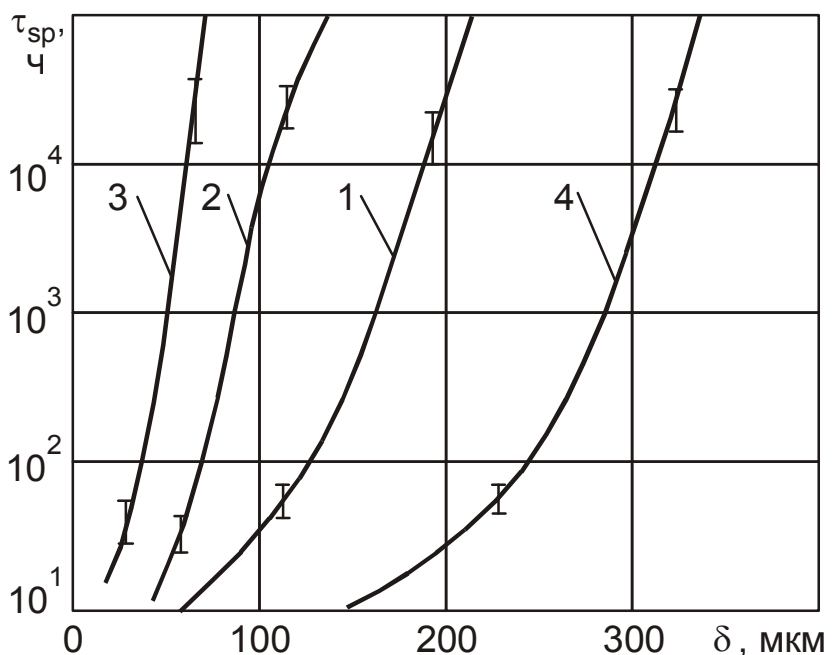


Рис.202.Продолжительность эксплуатации конструкции из стали 12Х13 до начала усталостного отслаивания покрытия Т15К6 (1,3) и Al₂O₃ при каплеударном разрушении облопачивания турбины мощностью 8,1 МВт: 1,2 - разрушение конструкции; 3,4 - разрушение покрытия

зования первых очагов разрушения контактирующих материалов τ_{sp} вблизи поверхности раздела. Отслаивание проявляется и представляет опасность лишь в относительно тонких покрытиях, толщина которых не превышает некоторое предельное значение $\delta_{пр}$. Величина $\delta_{пр}$ может лимитироваться продолжительностью разрушения как материала защиты, так и самого защищаемого конструктивного элемента. Она прямо пропорциональна требуемому ресурсу конструкции и обратно пропорциональна прочностным свойствам покрытия. Стойкость материала конструкции к отслаиванию определяется не только собственными механическими свойствами, но и свойствами покрытия. В зависимости от соотношения акустических импедансов наблюдается различное воздействие покрытия на стойкость защищаемого элемента, как её повышающее, так и понижающее. Эрозионностойкий слой при $Z_1 > Z_2$ имеет повышенную стойкость к усталостному разрушению вблизи поверхности раздела в ущерб стойкости поверхностного слоя конструктивного элемента. При этом продолжительность разрушения материала самой конструкции определяет долговечность противоэрозионной защиты. При $Z_1 < Z_2$ покрытие, наоборот, в большей мере воспринимает повреждающее воздействие внешней среды, повышая стойкость конструктивного элемента.

Растрескивание эрозионностойкого слоя. Поверхностные трещины не являются характерным образованием, возникающим на эродирующей поверхности противоэрозионной защиты под действием ударов частиц эродента. Причина их возникновения - действующие в покрытии переменные по величине растягивающие нагрузки. Как результат, усталостное растрескивание противоэрозионных покрытий не имеет каких-либо специфических черт по сравнению с растрескиванием других

типов покрытий - коррозионностойких, термобарьерных и т.д. Система «защищаемый конструктивный элемент-одно(много)-слойная эрозионностойкая защита» может рассматриваться как композит. Поэтому прогнозирование её растрескивания требует применения подходов механики разрушения композиционных материалов. Более подробно эти вопросы рассматриваются в [208].

В общем случае напряженно-деформированное состояние эрозионностойкого слоя рабочих лопаток формируется в результате суперпозиции напряжений растяжения-сжатия, изгиба и кручения от эксплуатационных нагрузок – центробежных сил $\sigma_{ij}^{(1)}$, потока рабочего тела $\sigma_{ij}^{(2)}$, градиента температур в объеме рабочей лопатки $\sigma_{ij}^{(3)}$ и переменных аэродинамических сил $\sigma_{ij}^{(4)}$, а также возникающих в процессе создания защитного покрытия остаточных технологических напряжений – температурных $\sigma_{ij}^{(5)}$, концентрационных $\sigma_{ij}^{(6)}$ и вследствие наклепа поверхностного слоя $\sigma_{ij}^{(7)}$ (рис. 203).

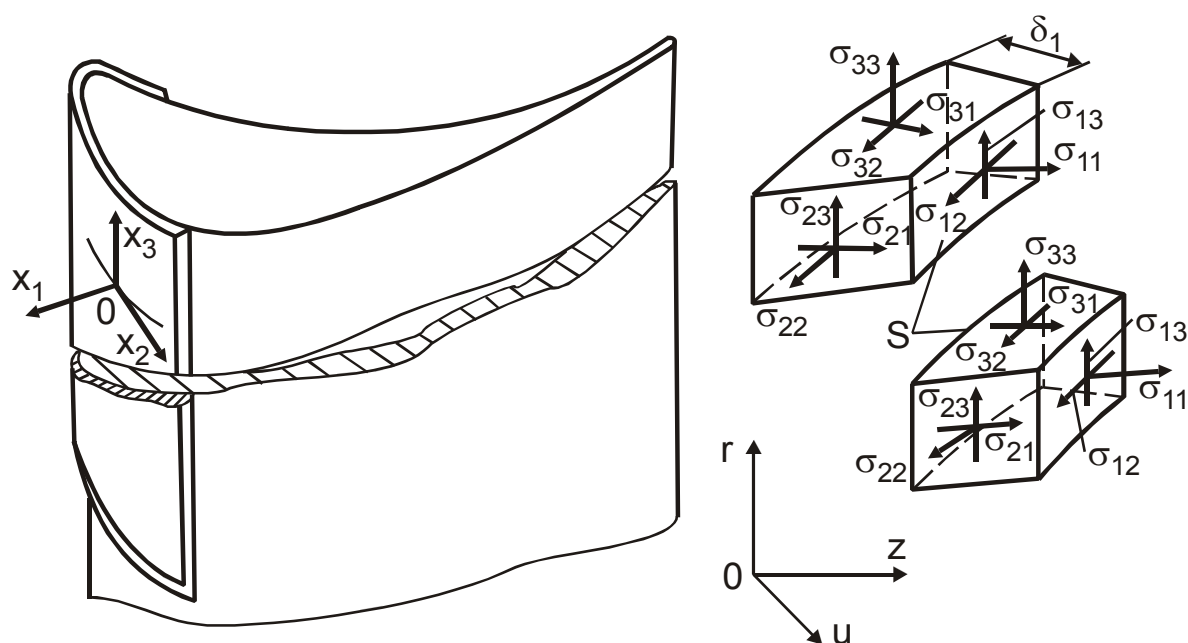


Рис. 203. Напряженное состояние защитного покрытия входной кромки и поверхностного слоя рабочей лопатки

На рис. 204 приведена расчетная схема рабочей лопатки с поверхностным эрозионностойким покрытием применительно к использованию трехмерного вариационно-разностного метода конечных элементов в формулировке, связанной с минимизацией потенциальной энергии упругой системы «защищаемый элемент-покрытие» [98]. Учитывая весь возможный набор нагрузок в покрытиях эродирующих конструктивных элементов проточной части влажнопаровых турбин, множество значений узловых перемещений $\{U\}$ определяется решением системы линейных алгебраических уравнений с симметричной редко заполненной матрицей:

$$\begin{aligned}
 & \left(\sum_{i=1}^{i=2} \int_{V_i} [B]^T [D_i] [B] dV_i \right) \{U\} = \sum_{i=1}^{i=2} \left\langle \rho_i \omega^2 \int_{V_i} [N]^T \begin{Bmatrix} r \\ 0 \end{Bmatrix} dV_i + \right. \\
 & + \int_{V_i} [B]^T \begin{Bmatrix} \sigma_{\xi\xi}^{(7)} \\ \sigma_{\zeta\zeta}^{(7)} \\ \sigma_{\xi\zeta}^{(7)} \end{Bmatrix} dV_i + \sum_{j=1}^{j=m} \beta_{ji} (C_{j0} - C_{j\varepsilon}) \int_{V_i} [B]^T [D_i] \begin{Bmatrix} 1 \\ 1 \\ 0 \end{Bmatrix} dV_i + \\
 & \left. + \int_{S_i} \left\{ \mathbf{q} \left[\sin \alpha' - \arctg \left(\frac{q_u}{q_z} \right) \right] \right\} [N]^T \begin{Bmatrix} 0 \\ 1 \end{Bmatrix} dS_i \right\rangle + \quad (7.28) \\
 & + \alpha_1 (T_{пл} - T_\varepsilon) \int_{V_1} [B]^T [D_1] \begin{Bmatrix} 1 \\ 1 \\ 0 \end{Bmatrix} dV_1 + \alpha_2 \Delta T \int_{V_2} [B]^T [D_2] \begin{Bmatrix} 1 \\ 1 \\ 0 \end{Bmatrix} dV_2,
 \end{aligned}$$

где $[N]$, $[B]$ - матрицы функций формы конечных элементов и их первых производных; $[D_i]$ - матрица упругих постоянных i -го материала; V_i , S_i - объем и поверхность i -го материала; \mathbf{q} , q_u , q_z - удельные аэродинамические нагрузки (полная, в окружном и в осевом направлении соответственно); α' - угол ме-

жду осью турбинной ступени и нормалью к поверхности покрытия; $T_э$ - температура лопатки при эксплуатации; m - количество химических элементов, диффузия которых учитывается; β_{ji} - коэффициент диффузионного расширения j -го компонента i -го материала; $C_{j0}, C_{jэ}$ - начальная и изменившаяся после создания покрытия концентрация j -го компонента; α_i - коэффициент термического расширения i -го материала; ΔT - перепад температур в объеме лопатки во время эксплуатации.

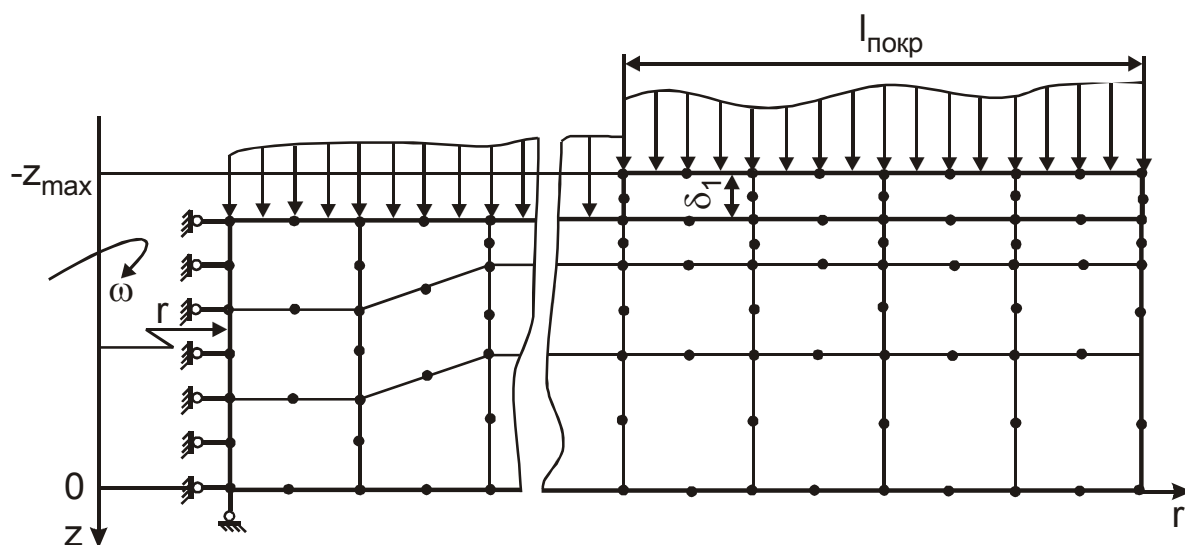


Рис. 204. Конечноэлементная расчетная схема дискретизации рабочей лопатки с защитным покрытием

Напряженно-деформированное состояние в покрытии и конструктивном элементе определяется далее в соответствии со схемой метода конечных элементов по найденному полю узловых перемещений $\{U\}$. Исключение из правой части системы (7.28) переменных нагрузок от переменных аэродинамических сил и градиента температур позволяет оценить постоянную во времени составляющую напряженно-деформированного состояния (средний уровень σ_m цикла нагружения произвольного микрообъема материала), а только их учет – размах переменной составляющей напряженно-деформированного состояния (амплитуду σ_a цикла нагружения).

Продолжительность сквозного разрушения покрытия вследствие протекающих в нем усталостных процессов складывается из продолжительности двух периодов: зарождения микротрещин τ_{zm} и последующего их сквозного роста τ_{pm} до материала конструктивного элемента. Продолжительность периода зарождения трещины критического размера, выраженная в циклах нагружения (числах оборота ротора или изменения режима эксплуатации влажнопаровой турбины), может быть оценена по соответствующим для каждого из механизмов методикам расчета однородных материалов [164].

В зависимости от распределения напряжений по толщине покрытия зарождение усталостных трещин возможно вблизи любой из его поверхностей. Однако наружная является наиболее опасной с точки зрения появления поверхностных трещин критического размера $a_{кр}$. При последующем росте возникшей микротрещины поверхность раздела материалов защитного покрытия и конструктивного элемента оказывает на нее тормозящее воздействие. Физически это связано как с изменением типа напряженного состояния вблизи вершины трещины из двумерного в трехмерное, так и с образованием в плоскости поверхности раздела системы поперечных микротрещин.

Для построения модели сквозного роста в эрозионностойком покрытии поверхностной трещины с учетом названной особенности введем ряд допущений (рис. 205):

1) начальная микротрещина имеет форму полукруга радиусом $a_{кр}$, а в дальнейшем близка к эллипсу;

2) в произвольный момент времени направление роста в любой точке обвода трещины совпадает с направлением радиуса-вектора, проходящего через эту точку и геометрический центр трещины;

3) приращение размера трещины может быть определено по одной из известных расчетно-эмпирических зависимостей типа «скорость роста трещины - коэффициент интенсивности напряжений» [173], исходя из величины коэффициента интенсивности напряжений на обводе трещины;

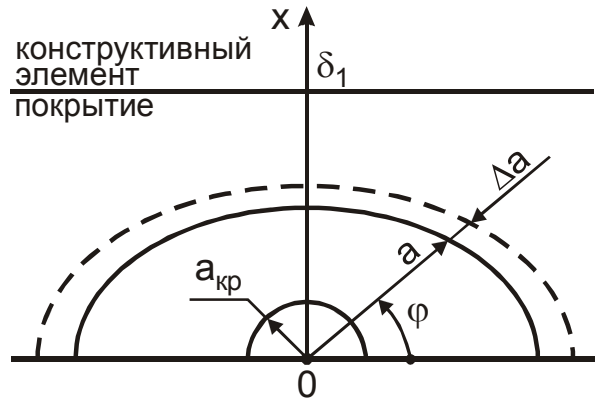


Рис. 205. Схема роста усталостной трещины в покрытии

4) тормозящее действие поверхности раздела эквивалентно повышению критического коэффициента интенсивности напряжений материала K_{Ic} по глубине x защитного покрытия от K_{Ic} при $x = 0$ до $K_{cor}K_{Ic}$ при $x = \delta$:

$$K_{Ic}^* = K_{Ic} f_I(x) = K_{Ic} \exp \left[\left(\frac{a \sin \varphi}{\delta_1} \right)^{m_0} \ln K_{cor} \right], \quad (7.29)$$

где K_{cor} , m_0 – эмпирические коэффициенты.

Для определения скорости приращения радиуса-вектора длины трещины a в произвольном направлении φ воспользуемся формулой Формана [173], преобразовав ее с помощью зависимости (7.29):

$$\frac{da}{dN} = \frac{A(\Delta K_I)^n K_{I\max}}{K_{Ic} \exp \left[\left(\frac{a \sin \varphi}{\delta_1} \right)^{m_0} \ln K_{cor} \right] - K_{I\max}}, \quad (7.30)$$

где n , A - эмпирические константы материала покрытия; N - число циклов изменения напряжения; ΔK_I , $K_{I\max}$ – размах и максимальный коэффициент интенсивности напряжений цикла нагрузки.

Коэффициенты $K_{I\max}$ и ΔK_I для поверхностной эллиптической трещины определяются зависимостью [189]

$$K_{I\max} = 1,12 K_\sigma \sigma_{33} \left[\frac{\pi a(\varphi = \pi/2)}{\Phi^2 - 0,012 \left(\frac{K_\sigma \sigma_{33}}{\sigma_T} \right)^2} \right]^{0,5} \times \\ \times \left\{ \sin^2 \varphi + \left[\frac{a(\varphi = \pi/2)}{a(\varphi = 0)} \right]^2 \cos^2 \varphi \right\}^{0,25},$$

где K_σ - коэффициент, учитывающий повышение напряжений σ_{33} по сравнению с номинальной величиной вследствие их концентрации вблизи шероховатой наружной поверхности покрытия; Φ - эллиптический интеграл второго рода; σ_T - предел текучести материала покрытия.

Выражение для ΔK_I аналогично приведенному с учетом замены напряжения σ_{33} на удвоенную амплитуду его изменения в цикле нагрузки $2\Delta\sigma_{33}$.

Количество циклов изменения напряжения N , необходимое для приращения радиуса-вектора до некоторой величины a , определяется интегрированием зависимости (7.30). Для этого необходима пошаговая процедура вычислений, так как стоящие под знаком определенного интеграла переменные ΔK_I и $K_{I\max}$ являются функциями неизвестного заранее соотношения

$$\bar{a} = \frac{a(\varphi = \pi/2)}{a(\varphi = 0)}.$$

Процедура предусматривает задание на каждом i -м шаге малой величины $\Delta a(\varphi = \pi/2)$ или $\Delta a(\varphi = 0) \sim 10...20$ мкм и вычисление соответствующего элементарного приращения N_i по величинам радиусов-векторов $(i - 1)$ -го шага:

$$N = \sum_{i=1}^{i=k} \int_{a_{кр}+(i-1)\Delta a}^{a_{кр}+i\Delta a} \frac{K_{Ic} \exp \left[\left(\frac{a \sin \varphi}{\delta_1} \right)^{m_0} \ln K_{cor} \right] - K_{I\max}}{A(\Delta K_I)^n K_{I\max}} \cdot (7.31)$$

В результате можно оценить количество циклов изменения напряжения N_{pm} , а следовательно, и продолжительность периода сквозного роста усталостной трещины τ_{pm} до основного материала защищаемого конструктивного элемента. Для этого зависимость (7.31) необходимо проинтегрировать с учетом приращения радиуса-вектора до величины $a(\varphi = \pi/2) = \delta_1$. В первом приближении

$$\tau_{pm} = \frac{\pi N_{pm}}{30 \omega z_1}.$$

В качестве примера на рис. 206 показаны результаты расчета по (7.31) процесса распространения усталостной поверх-

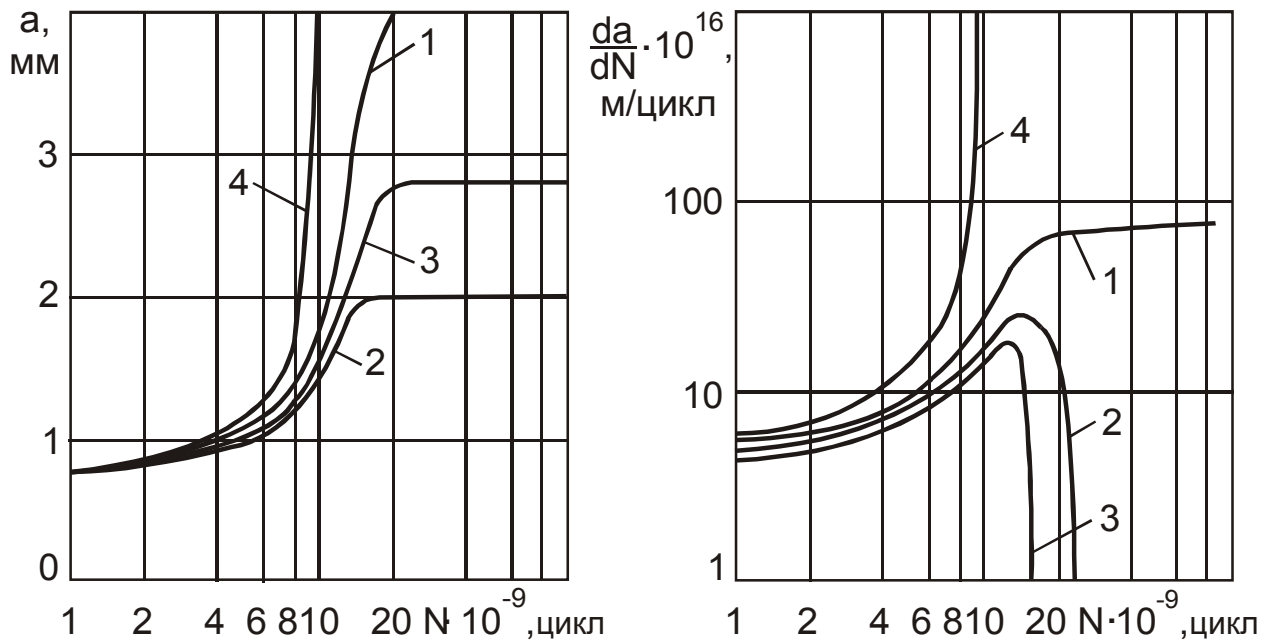


Рис. 206. Рост усталостной поверхностной трещины (а) и скорость роста (б) в защитном покрытии Ti-6Al-4Zn-2Mo ($K_{\sigma\sigma_{33}}=500$ МПа; $K_{\sigma\Delta\sigma_{33}}=100$ МПа; $K_{cor}=10$; $m_0=2$; $\delta_1=200$ мкм): 1 - $\varphi=0$; 2 - $\varphi=45^\circ$; 3 - $\varphi=90^\circ$; 4 - без учета тормозящего действия поверхности раздела

ностной трещины в защитном покрытии из сплава Ti+6Al+4Zn+2Mo. Поверхность раздела материалов оказывает существенное тормозящее действие на рост и скорость роста трещины. Это воздействие неравномерно вдоль обвода трещины, вследствие чего происходит постепенное изменение ее конфигурации: трещина приобретает эллипсообразную форму, вытягиваясь вдоль наружной поверхности покрытия. С течением времени скорость роста трещины снижается не только по направлению в глубь покрытия, но и вдоль его наружной поверхности. Отмеченное явление можно объяснить более медленным увеличением коэффициента интенсивности напряжений в вершине трещины у поверхности покрытия (рис. 207) вследствие ее постепенного вытягивания (увеличения соотношения полуосей трещины \bar{a}).

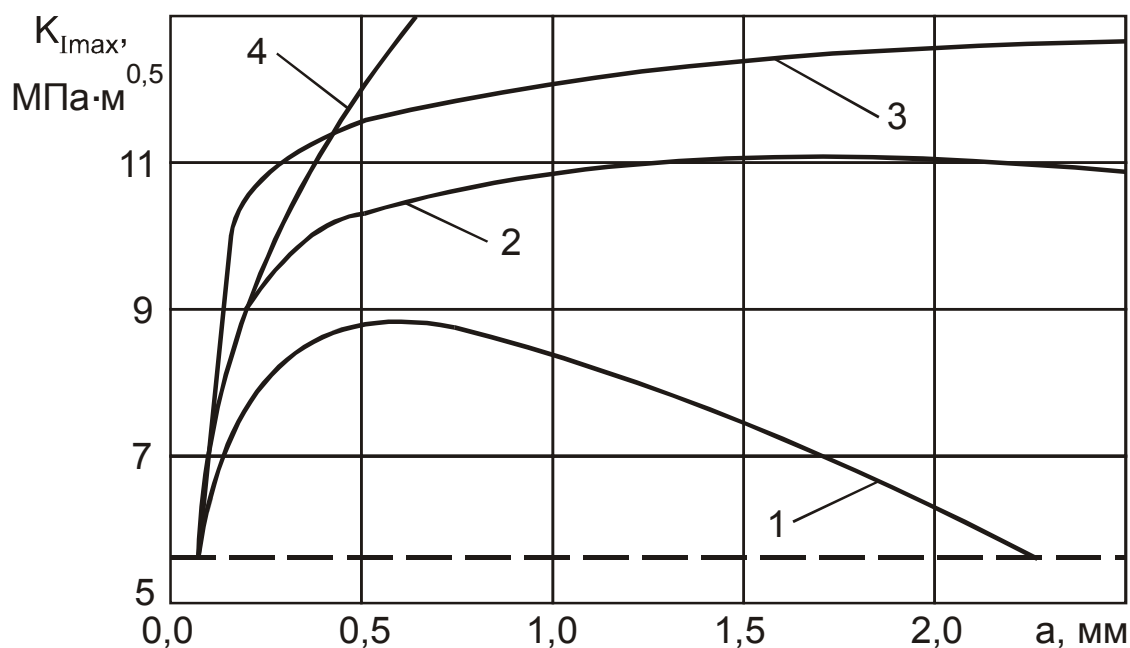


Рис. 207. Изменение коэффициента интенсивности напряжений в вершине трещины: 1 - $\varphi=0^\circ$; 2 - $\varphi=45^\circ$; 3 - $\varphi=90^\circ$; 4 - без учета тормозящего действия поверхности раздела

В зависимости от конкретных условий воздействия поверхности раздела рост усталостной трещины не только за-

медляется, но и может прекратиться полностью или на некоторое время. Этот вывод согласуется с представленными в гл. 1 данными по эксплуатации рабочих лопаток с защитными покрытиями в судовых влажнопаровых турбинах. Это случится в момент, когда коэффициент интенсивности напряжений у поверхности покрытия вновь снизится до пороговой величины K_{Ith} , т. е. когда соотношение полуосей

$$\bar{a} \approx \frac{\delta_1}{a_m}$$

будет удовлетворять условию:

$$\bar{a}^2 - 4,26 \left(\frac{\sigma_{33}}{K_{Ith}} \right)^2 \bar{a} + \left[0,5 - 0,035 \left(\frac{\sigma_{33}}{\sigma_T} \right)^2 \right] = 0. \quad (7.32)$$

Согласно соотношению (6.13) максимальная полудлина a_{max} остановившихся трещин вдоль поверхности защитного покрытия нелинейно прямо пропорционально зависит от относительной величины действующего напряжения σ_{33}/K_{Ith} и толщины покрытия δ_1 (рис. 208).

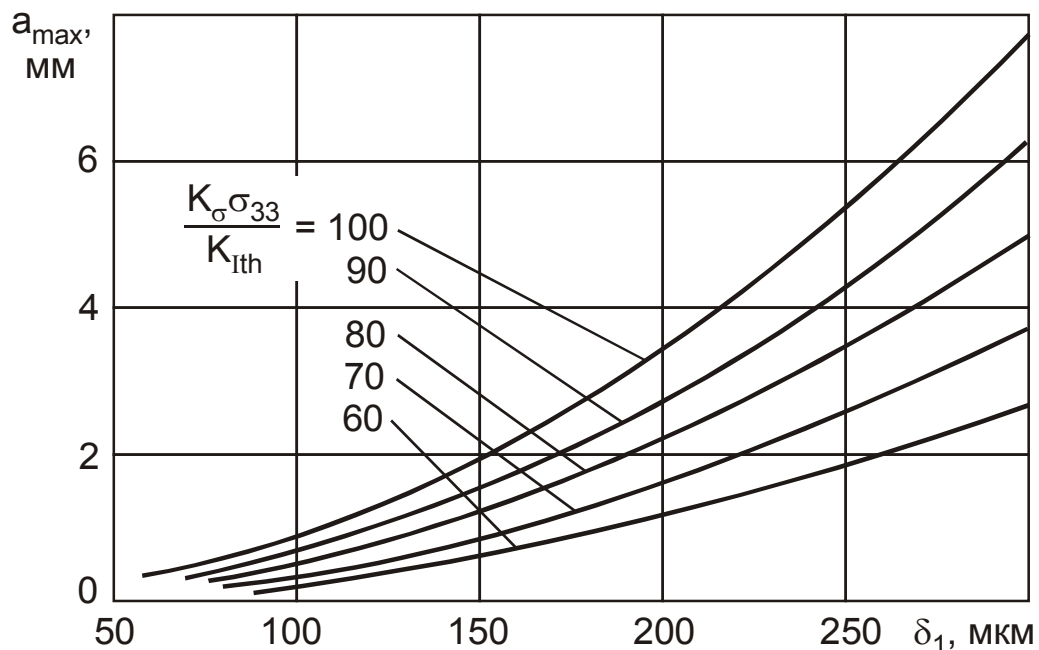


Рис. 208. Максимальный размер по поверхности покрытия остановившихся усталостных трещин

Оценка достоверности предложенных зависимостей (7.31) и (7.32), позволяющих количественно прогнозировать развитие усталостных трещин в защитных покрытиях, выполнялась путем сопоставления результатов расчета с экспериментальными данными о разрушении в условиях эксплуатации плазменных противоэрозионных покрытий из сплавов КБХ и колмановой на рабочих лопатках длиной 240 мм последней ступени части низкого давления судовой турбины (рис. 28). Максимальный размер a_{\max} остановившихся трещин на поверхности рабочих лопаток определялся по истечении 23...35 тыс. ч эксплуатации турбины, когда дальнейшего приращения длины трещины не наблюдалось. Теоретический прогноз величины a_{\max} давался на основе зависимости (7.32) для всего интервала значений толщины нанесенных защитных покрытий (300...700 мкм). Компонента тензора напряжений σ_{33} в покрытии вычислялась с помощью представленной выше процедуры с учетом центробежных, изгибных и остаточных температурных нагрузок.

Как следует из рис. 28, наблюдаемые на практике размеры a_{\max} лежат в пределах полосы, образованной расчетными кривыми, вычисленными по граничным значениям толщины покрытий. Для трещин, расположенных до относительной длины рабочих лопаток $\bar{l} \approx 0,77...0,80$, характерно группирование экспериментальных точек вблизи кривой минимальной толщины, т.е. возникновение и рост поверхностных трещин наиболее вероятен на участках покрытия малой толщины. Наблюдаемая при $\bar{l} \approx 0,8...0,9$ тенденция стремления величин a_{\max} к расчетной кривой максимальной толщины $\delta_1 = 700$ мкм связана с отсутствием учета возмущающего действия на напряженно-деформированное состояние покрытия со стороны отверстия

под проволочную бандажную связь ($\bar{I} = 0,87$). Уточненный расчет по зависимости (7.32), в котором влияние отверстия учитывалось введением коэффициента концентрации усталостных напряжений, показал (штриховая кривая на рис. 28): и в диапазоне $\bar{I} = 0,8 \dots 0,9$ размеры остановившихся трещин a_{\max} группируются вблизи расчетной кривой минимальной толщины. Связано это с тем, что растягивающие напряжения вследствие концентрации напряжений вблизи вершин микровпадин поверхности эрозионностойкого защитного покрытия возрастают с уменьшением толщины и, следовательно, возникновение и рост поверхностных усталостных макротрещин наиболее вероятен на участках покрытий малой толщины.

Время развития трещин до их полной остановки τ_{pm} (рис. 28) определялось построением для каждой трещины графика ее роста во времени. Теоретический прогноз τ_{pm} выполнялся на основе зависимости (7.31) для всего интервала значений толщины покрытий. Имеющие место в действительности величины τ_{pm} хорошо согласуются с теоретическими и лежат в пределах полосы, образованной расчетными кривыми граничных значений толщины покрытий.

7.3.5. Выбор конструктивных параметров эрозионностойких покрытий

Выбор рациональных конструктивных параметров противоэрозионных слоев на поверхности эродирующих конструкций должен исходить из обеспечения регламентируемыми количественными показателями безотказности и долговечности требуемого уровня надежности и эффективности защиты в конкретных условиях эксплуатации оборудования. Теоретической

основой создания и обоснования расчетных методик и обобщенных рекомендаций по выбору того или иного конструктивного параметра служат волновая модель формирования напряженного состояния в защитном слое и модели различных механизмов исчерпания ресурса, позволяющие оценить количественную связь параметров эрозионно-ударного воздействия с показателями эрозионного разрушения [91].

Выбор размеров, формы и места расположения противоэрозионной защиты. Расположение и размеры покрытия в поверхностной системе координат конструктивного элемента $\xi O \zeta$ определяются подлежащими расчету координатами базовой точки $M_0(\xi_0; \zeta_0)$, с помощью которой выполняется привязка расположения покрытия на поверхности детали относительно начала системы $\xi O \zeta$, и протяженностью $\Delta \xi_n$ и $\Delta \zeta_n$ вдоль соответствующих координатных линий. Например, при проектировании защиты входных кромок рабочих лопаток и использовании системы координат $\xi_1 O \zeta_1$ (рис. 139) величины $\Delta \xi_n$ и $\Delta \zeta_n$ представляют собой габаритные размеры покрытия соответственно вдоль образующей лопатки и оси турбинной ступени, а базовая точка определяется координатами $M_0(0; I_2 - \Delta \zeta_n)$.

Выбор указанных размеров противоэрозионного покрытия основан на критерии недопущения проявления эрозионного повреждения поверхности защищаемого конструктивного элемента в течение задаваемого проектировщиком гамма-процентного ресурса $T_{p\gamma}$, т.е. на отсутствии вне пределов занимаемого покрытием участка поверхности элемента микроплощадок, удовлетворяющих условию:

$$\bar{\tau}_u - u_p(\gamma) S_{\tau u} \leq T_{p\gamma}. \quad (7.33)$$

Таким образом, первый этап - определение в соответствии с изложенным в п. 4.6 методом для всего множества рас-

четных точек на поверхности защищаемого конструктивного элемента количественных характеристик $\bar{\tau}_u$ и $S_{\tau u}$ законов распределения продолжительности их инкубационных периодов эрозии. Второй этап - выявление среди всего подмножества точек, удовлетворяющих критерию (7.33), максимально ξ_m, ζ_m и минимально ξ_{\min}, ζ_{\min} возможных их координат. Координаты ξ_{\min} и ζ_{\min} характеризуют положение базовой точки M_0 на поверхности конструктивного элемента, а разности

$$\xi_m - \xi_{\min} = \Delta\xi_n \quad \text{и} \quad \zeta_m - \zeta_{\min} = \Delta\zeta_n -$$

протяженность защиты вдоль координатных линий.

Предложенная методика позволяет создавать эрозионно-стойкие покрытия минимально необходимых по условиям эксплуатации размеров с вероятностью безотказной работы γ при наработке $\tau = T_{p\gamma}$. При выполнении защиты большей площади поверхности конструктивного элемента или при оценке показателей надежности разработанной ранее защиты в новых условиях эксплуатации влажнопаровой турбинной ступени, гамма-процентный ресурс при заданной величине γ и вероятность безотказной работы в течение заданного ресурса T_p определяются как

$$T_{p\gamma} = \min_{M_r} [\bar{\tau}_u - u_p(\gamma)S_{\tau u}];$$

$$\gamma = \Phi \left\{ \min_{M_r} [(\bar{\tau}_u - T_p) / S_{\tau u}] \right\},$$

где $\min_{M_r}(\mathbf{A})$ - операция нахождения минимального значения \mathbf{A} среди всех расчетных точек M_r периметра покрытия.

Корректность методики может быть проиллюстрирована на примере двух плазменных покрытий из сплавов КБХ и колманой путем сравнения расчетного положения противоэрозионной защиты и зон эрозии рабочих лопаток судовой турбины

мощностью 8,1 МВт а/л «Ленин» при заданном 99,9%-м ресурсе $T_{p\gamma} = 70$ тыс. ч [190]. Конфигурация зон эрозии натуральных лопаток определялась экстраполяцией представленных в гл. 1 экспериментальных кинетических кривых на период до 70 тыс. ч эксплуатации турбины. Результаты расчетов приведены на рис. 209. Они показывают, что зоны эрозии натуральных рабочих лопаток лежат внутри расчетной области поверхности, подлежащей защите. Это свидетельствует о достаточной надежности использования предложенной методики выбора места нанесения, формы и размеров эрозионнотойких покрытий.

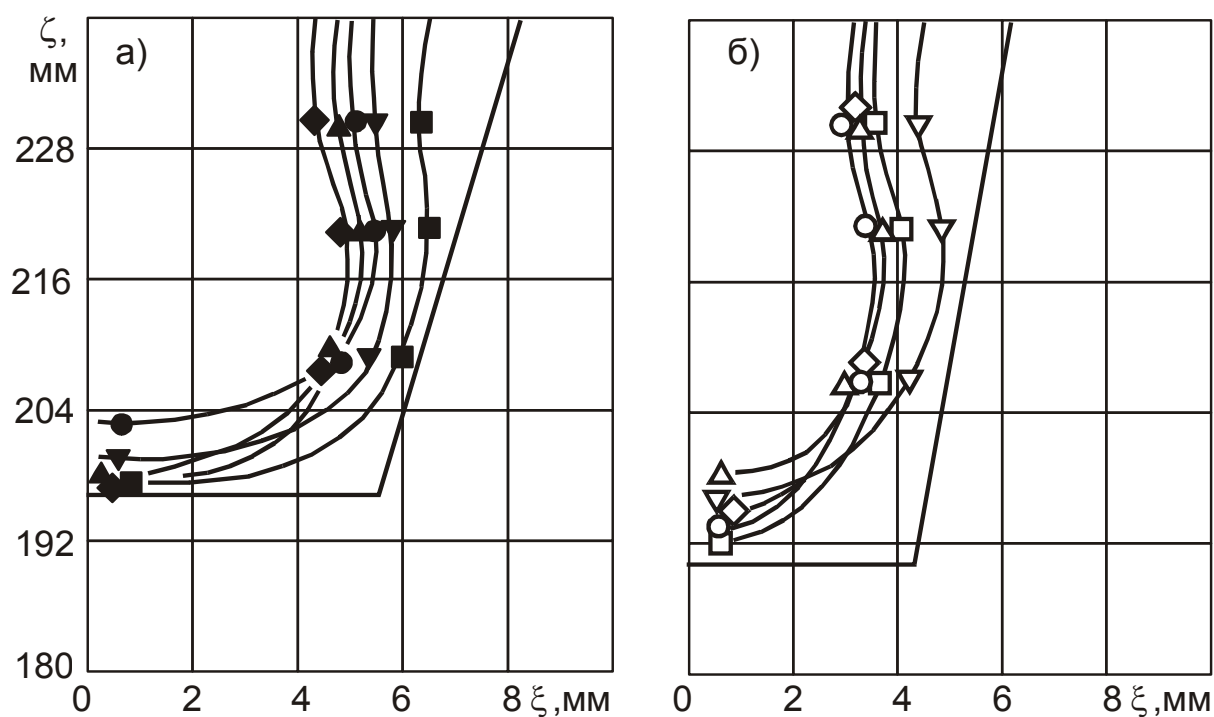


Рис. 209. Места нанесения и форма зон эрозии после 70 тыс. ч эксплуатации судовой турбины на поверхности рабочих лопаток плазменных покрытий из сплавов: а - КБХ; б - колманой

Выбор толщины эрозионнотойкого покрытия. Толщина противозэрозионного покрытия оказывает значительное воздействие на количественные характеристики кинетики эрозионно-усталостного разрушения защиты. Анализ рис. 196 и 202 позволяет сделать вывод о разнонаправленности влияния изменения толщины на долговечность и безотказность работы

при различных механизмах разрушения. Увеличение δ_1 благоприятно сказывается на эрозионной надежности защиты вследствие повышения относительной эрозионной стойкости и увеличения продолжительности сквозного эрозионного разрушения до материала защищаемого конструктивного элемента, а также на надежности по условию отслаивания из-за падения величины напряжения на фронтах продольных волн до безопасного значения. С другой стороны, увеличение δ_1 отрицательно сказывается на адгезионной стойкости эрозионностойкого покрытия и стойкости по условию растрескивания вследствие повышения уровня остаточных технологических напряжений при изготовлении защиты, не компенсируемого снижением напряжений от эксплуатационных нагрузок. Последнее иллюстрируется приведенными на рис. 210 результатами расчета компонент тензора напряжений - температурных и от действия центробежных сил применительно к условиям созда-

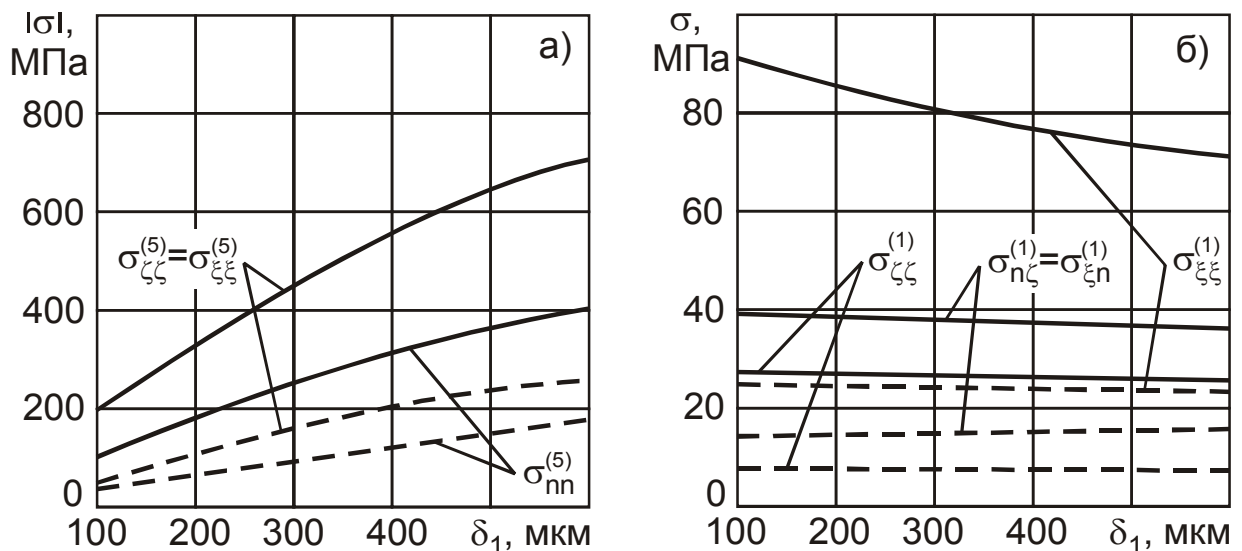


Рис. 210. Влияние толщины покрытия на величину напряжений вблизи поверхности раздела материалов:
 а - температурных (расчет по [155]); б - от действия центробежных сил (расчет по [205])
 ————— - хромовое покрытие; - - - - - покрытие окисью алюминия

ния и эксплуатации двух различных противоэрозионных покрытий на поверхности рабочих лопаток длиной 240 мм (последняя ступень судовой турбины а/л «Ленин»). В особо тонких покрытиях (толщиной в несколько десятков мкм), в которых отрицательное влияние роста δ_1 сравнительно невелико, повышение толщины покрытия однозначно благоприятно сказывается на эрозионной стойкости противоэрозионной защиты. Этот вывод подтверждается экспериментальными данными, в частности, приведенными в [88].

Для противоэрозионного защитного покрытия следует различать три характерные толщины:

- предельную по условию неразрушения путем растрескивания или отслаивания для заданного ресурса защиты при данной системе действующих эксплуатационных и остаточных технологических нагрузок δ_m ;
- оптимальную δ_{opt} , характеризующуюся минимальным уровнем напряженного состояния;
- переходную δ_r .

Выбранная рациональная толщина должна быть связана с одной из них. В таких условиях выбор δ_1 покрытия представляет собой компромисс между необходимостью получения защиты с требуемым ресурсом и недопущением её разрушения из-за отслаивания или растрескивания.

Исходя из имеющихся данных о разрушении в условиях эксплуатации тонких эрозионностойких покрытий рабочих лопаток влажнопаровых турбинных ступеней (гл. 1), оптимальную толщину покрытия на поверхности конструктивных элементов следует определять из условия обеспечения минимально возможной положительной компоненты тензора напряжений $\sigma_{\xi\xi}$ при одновременном исключении отслаивания противоэрозион-

ного покрытия. Математически задача выбора оптимальной толщины покрытия, материал которого деформируется в области упругости, формируется следующим образом: требуется минимизировать нелинейную по δ_1 целевую функцию

$$Ц(\delta_1) = \max_{V_1} [\sigma_i(\delta_1) - \sigma_{пред}]_1 \rightarrow \min \quad (7.34)$$

при ограничениях неравенствами:

- критерием отсутствия усталостного растрескивания материала покрытия

$$\max_{V_1} \left(\sum_{k=1}^{k=K_H} \sigma_{\xi\xi}^{(k)} - \sigma_{пред} \right)_1 \leq 0, \quad (7.35)$$

$$\max_{V_1} \left(\sum_{k=1}^{k=K_H} \sigma_{\zeta\zeta}^{(k)} - \sigma_{пред} \right)_1 \leq 0, \quad (7.36)$$

- критерием неразрушения адгезионных связей между контактирующими материалами

$$\max_S \left(\sum_{k=1}^{k=K_H} \sigma_{nn}^{(k)} - \sigma_a \right)_1 \leq 0, \quad (7.37)$$

- критерием отсутствия отслаивания покрытия из-за разрушения материалов вблизи поверхности раздела волнами напряжений

$$\max_{V_1} \left[\frac{\varphi_1 \rho_{уд} A_1}{(\delta - x_M)^{1,5}} - \sigma_R \right]_1 \leq 0, \quad (7.38)$$

$$\max_{V_2} \left[\frac{\varphi_2 \rho_{уд} A_1}{(\delta + x_M)^{1,5}} - \sigma_R \right]_2 \leq 0, \quad (7.39)$$

- критерием неразрушения конструкции под действием эксплуатационных и остаточных технологических напряжений

$$\max_{V_2} (\sigma_i - \sigma_{пред})_2 \leq 0, \quad (7.40)$$

- технологическим критерием создания покрытия минимально возможной толщины δ_{\min}

$$\delta_{\min} - \delta \leq 0, \quad (7.41)$$

где $\sigma_{пред}$ - предельное по условию работы конструкции напряжение (предел выносливости, текучести, длительной прочности и др.); K_H - количество действующих в конструкции эксплуатационных и остаточных технологических нагрузок (центробежных, аэродинамических, гравитационных, температурных и др.); σ_{nn} - напряжение, нормальное к поверхности раздела материалов **S**; **V** - объем материала (индекс «1» относится к покрытию, «2» – к конструкции).

Решение оптимизационной задачи (7.34) - (7.41) наряду с определением δ_{opt} позволяет оценить и предельную величину покрытия δ_m . Система ограничений (7.35) - (7.40) определяет совокупность толщин покрытия, каждая из которых является предельной по условиям реализации соответствующих механизмов исчерпания ресурса противоэрозионной защиты. Минимальная толщина из этой совокупности является искомой толщиной δ_m .

Решение оптимизационной задачи требует предварительного расчета напряженного состояния защищаемой конструкции с покрытием. Следует использовать конечноэлементный подход, основанный на решении системы уравнений (7.28). По найденному полю напряжений для множества расчетных точек в объеме материалов и на поверхности их раздела рассчитываются значения целевой функции при нескольких значениях δ_1 , определяется интервал толщин $\Delta\delta$, в пределах которого оказываются справедливыми все принятые ограничения, и внутри него находится точка минимума целевой функции. Полное взаимное перекрытие ограничений (7.35) - (7.41) и невоз-

возможность выявления интервала $\Delta\delta$ - признак невозможности создания работоспособного эрозионнотстойкого покрытия из выбранного материала для данных условий эксплуатации конструктивного элемента.

В качестве примера предложенной методики выбора рациональной толщины покрытия по результатам расчета предельной и оптимальной толщин было исследовано электролитическое хромовое покрытие рабочих лопаток длиной 240 мм последней ступени части низкого давления судовой турбины ГТА а/л «Ленин» в условиях каплеударного повреждения. Результаты численных расчетов [184] целевых функций (7.34) для трех сечений по высоте лопаток приведены на рис. 211. У

целевых функций наблюдается минимум при толщинах покрытия 1...10 мкм, которые следует считать δ_{opt} . С точки зрения возможности создания долговечной и эффективной защиты поверхности конструктивного элемента от эрозионного воздействия многофазного рабочего тела нанесение покрытий такой малой толщины неприемлемо. Очевидна целесообраз-

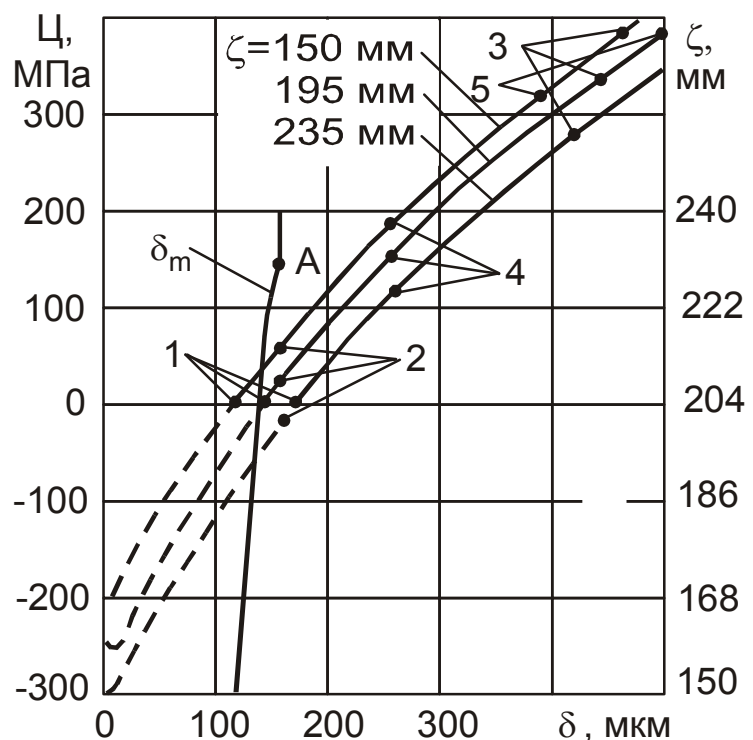


Рис. 211. Зависимость величины целевых функций от толщины покрытия для трех сечений по высоте лопатки и изменение предельной толщины δ_m вдоль лопатки (соответствие номеров точек ограничениям: 1 - (7.36); 2 - (7.35); 3 - (7.40); 4 - (7.38); 5 - (7.39))

ность использования противоэрозионных покрытий с большими, близкими к предельным толщинам, при которых, однако, ещё не будет иметь место их разрушение вследствие отслаивания или растрескивания. Рассчитанные с помощью ограничений (7.35) - (7.41) толщины отмечены на рис. 211 точками. Выше этих точек покрытие неработоспособно, так как разрушается по соответствующему механизму. Толщина, минимальная среди предельных толщин, определяет общую предельную толщину и доминирующий механизм разрушения. Для рассмотренной конструкции наблюдается изменение величины δ_m по длине лопатки (рис. 211). Это связано с изменением вдоль поверхности конструкции величин эксплуатационных нагрузок. В данном случае - центробежных сил, которые уменьшаются в направлении возрастания координаты ζ . Кривая предельной толщины $\delta_m \sim \zeta$ имеет точку перегиба **A**. Её наличие связано с изменением механизма истощения ресурса покрытия: ниже точки **A** оно преимущественно разрушается путем растрескивания вдоль оси ξ , выше – вдоль оси ζ . Этот вывод качественно подтверждается результатами обследования поверхностных трещин на упрочненных рабочих лопатках [98].

Долговременный опыт применения хромированных лопаток толщиной 130...180 мкм не показал наличия сквозных усталостных трещин на поверхности покрытий после 35 тыс. ч эксплуатации. Таким образом, определенная по предложенной методике предельная толщина удовлетворительно согласуется с натурным экспериментом. Расчет дает заниженное на 10...12 % значение δ_m , что идет в повышение запаса надежности защитного покрытия.

Определение рациональной толщины противоэрозионного покрытия должно выполняться для каждого конкретного вари-

анта технологических условий их нанесения, выбранного материала, конфигурации защищаемого конструктивного элемента и системы внешних нагрузок путем численного решения задачи (7.34) – (7.41). Однако по результатам пробных расчетов можно сформулировать несколько обобщающих замечаний качественного характера.

1. Рациональную толщину противоэрозионной защиты следует выбирать такой, которая была бы близка, но меньше предельной толщины δ_m . Для различных эрозионностойких материалов и режимов их нанесения предельная толщина высоконагруженных конструктивных элементов лопаточного аппарата колеблется в диапазоне 200...400 мкм, а менее нагруженных элементов статора оказывается выше. При этом следует учитывать существование переходной толщины δ_r , ниже которой имеет место существенное снижение эрозионной стойкости защитного покрытия. При невозможности обеспечения рациональной толщины, большей δ_r , следует нейтрализовать негативное влияние недостаточности толщины покрытия подбором рациональных параметров микрогеометрии поверхности раздела.

2. При проектировании эрозионностойких покрытий роторных конструктивных элементов, испытывающих значительное воздействие центробежных сил, следует предусматривать переменность толщины покрытия вдоль поверхности защищаемого элемента с ее постепенным увеличением в направлении уменьшения напряжений от центробежных сил. Как правило, увеличение к периферии влажнопаровой турбинной ступени слоя эрозионностойкого материала будет соответствовать увеличению интенсивности эрозионного воздействия рабочего тела. Это благоприятно скажется на долговечности противо-

эрозионной защиты вследствие увеличения продолжительности сквозного эрозионного изнашивания покрытия до материала конструктивного элемента.

Выбор параметров микрошероховатости поверхности раздела. Перед нанесением защитного слоя износостойкого материала необходима предварительная механическая обработка поверхности конструктивных элементов с целью формирования ее рациональной микрогеометрии – получения благоприятных размеров микронеровностей Rz и S_m . Для относительно толстых покрытий это позволяет обеспечить высокие адгезионные свойства нанесенного слоя. В относительно тонких покрытиях, в которых возможно проявление влияния поверхности раздела контактирующих материалов на эрозионно-усталостные процессы, целенаправленный выбор параметров микрошероховатости позволяет дополнительно регулировать в определенных пределах процесс формирования напряженно-деформированного состояния покрытия и долговечность противоэрозионной защиты. При выборе размеров микронеровностей следует учитывать реакцию тех процессов разрушения (эрозии или отслаивания), которые испытывают воздействие поверхности раздела для выбранной ранее толщины покрытия.

Количественно влияние размеров Rz и S_m на уровень напряженного состояния в характерных зонах эрозионностойкого покрытия и защищаемого конструктивного элемента определяется зависимостями (7.15) - (7.22), а на величину повреждения материалов при эрозионном разрушении и отслаивании – зависимостями (7.23) и (7.25). Качественное представление о степени и направленности влияния размеров микронеровностей дает выполненный анализ (рис. 189-191), а также приведенные на рис. 212 результаты расчета по зависимостям (7.15)

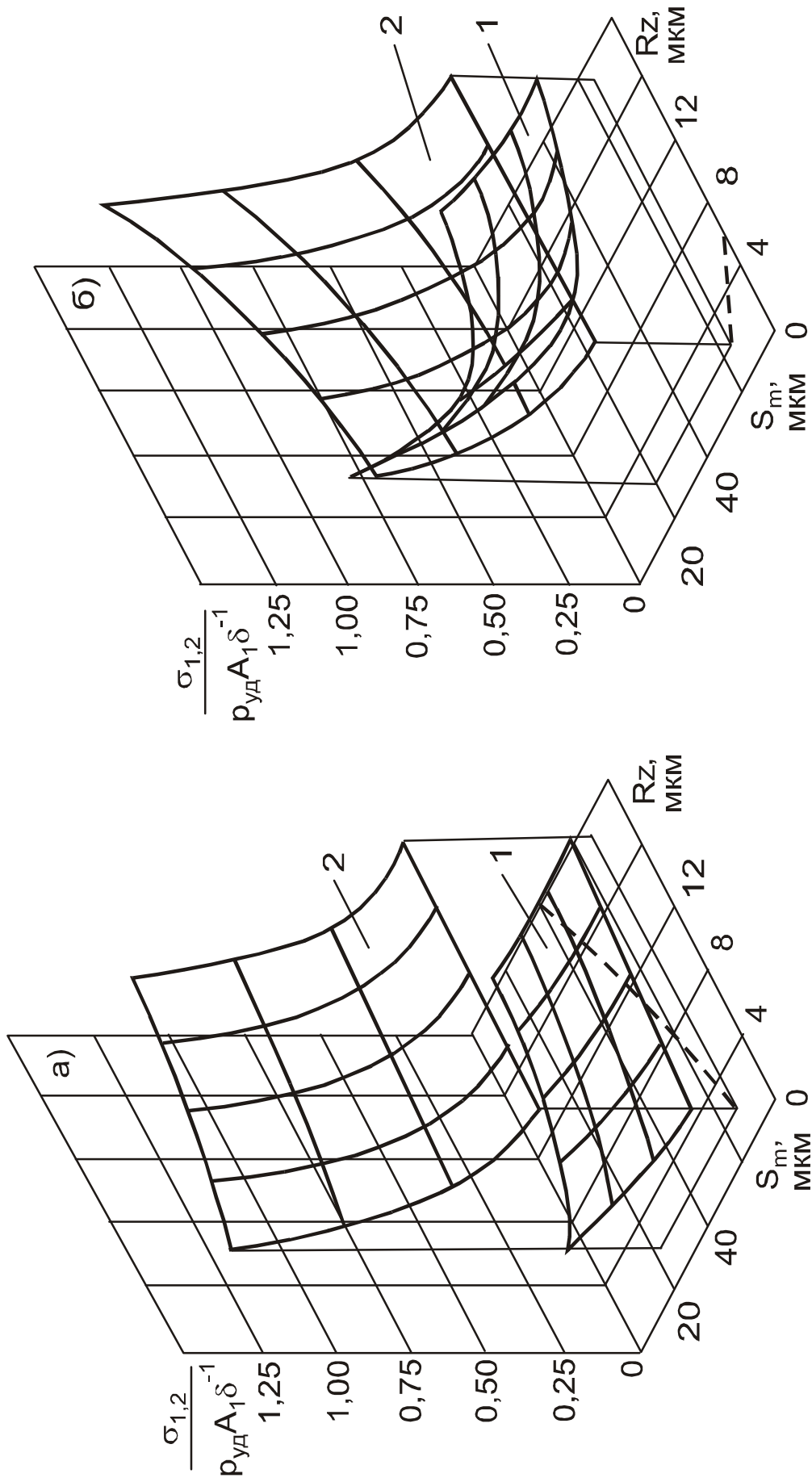


Рис. 212. Зависимость максимального напряжения в зонах интерференции для покрытий Т15К6 (а) и окиси алюминия (б) на стали 20Х13 от параметров шероховатых поверхностей раздела: 1 - в покрытии; 2 - в конструкции (--- - проекция на плоскость S_m - Rz линии пересечения поверхности $\sigma_2/\rho_{уд} A_1 \delta^{-1} = f(S_m, Rz)$ и $\sigma_2/\rho_{уд} A_1 \delta^{-1} = \sigma_2/\xi_{12}^n \rho_{уд} A_1 \delta^{-1}$)

и (7.16) величин напряжений в наиболее нагруженных зонах интерференции вторичных волн для двух эрозионностойких покрытий с различными соотношениями акустических импедансов и приведенные на рис. 196 результаты расчета эрозионной стойкости $e_{\tau u}$ тонких покрытий различной толщины. На долговечность по условию отслаивания поверхностного слоя конструкции при любых материалах покрытия, а также на долговечность самого покрытия при соотношении импедансов $Z_1 > Z_2$ увеличение Rz и S_m сказывается благоприятно, в то же время как при $Z_1 < Z_2$ долговечность покрытия заметно снижается. На эрозионную стойкость тонких покрытий при $\delta_1 < \delta_f$ параметры микрогеометрии оказывают существенное воздействие, причем для покрытий с различными соотношениями импедансов Z_1 и Z_2 оно оказывается качественно сходным. Падение стойкости защиты с уменьшением толщины нелинейно, асимптотически стремясь к некоторой зависящей от параметров микрогеометрии минимальной величине $(e_{\tau u})_{\min}$. Это связано с тем, что при малых δ_1 напряженное состояние формируется лишь при взаимодействии первичной, вторичных и дифрагированных волн от одной – двух ближайших сторон микронеровностей и границ геометрической тени. В зависимости от толщины имеется такое предельное значение протяженности сторон микронеровностей, при котором влияние S_m на эрозионную стойкость не наблюдается, а её величина принимает максимально возможное для данной толщины покрытия значение $(e_{\tau u})_{m\delta}$ (рис. 213). Величина $(e_{\tau u})_{m\delta}$ пропорциональна углу наклона боковых сторон микронеровностей (или их относительной высоте R^*), тогда как предельная протяженность сторон микронеровностей не зависит от микрогеометрии поверхности раздела, составляя $\sim 30 \dots 40$ мкм. Указанному значению S_m соответствует предельная шероховатость $Rz \sim 10 \dots 20$ мкм.

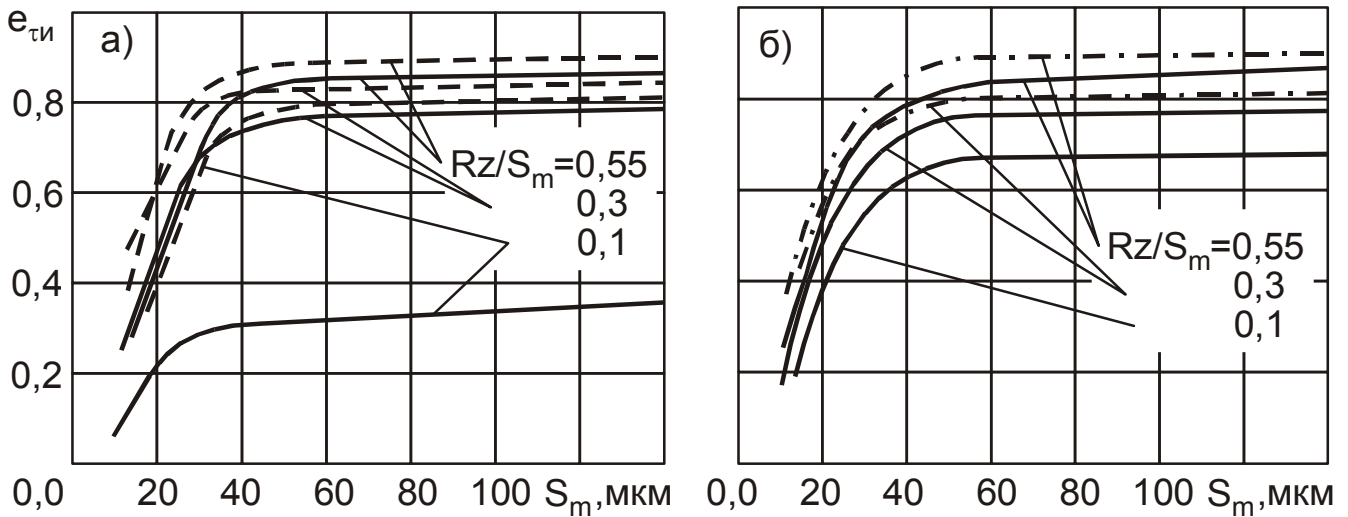


Рис.213. Зависимость относительной эрозионной стойкости покрытия из стали 20X13 толщиной 20 мкм (—), 70 мкм (- · - · -) и 100 мкм (— — —) от параметров микрошероховатости поверхности раздела: а - покрытие Т15К6; б - хромовое покрытие

Критерием выбора рациональных размеров микронеровностей при конкретном сочетании материалов покрытия и защищаемой конструкции может служить условие непревышения с вероятностью, равной вероятности безотказной работы γ , в поверхностном слое детали максимальными напряжениями вторичных волн наибольших напряжений в случае идеально гладкой поверхности раздела:

$$G(\sigma_2, \gamma) \leq \max_{x_M} \left[\frac{2Z_1 p_{y\delta} A_1}{(Z_1 + Z_2)(\delta + x_M)^{1,5}} \right], \quad (7.42)$$

где $G(\sigma_2, \gamma)$ - обратная функция распределения максимального напряжения вероятности γ , определяемая методом Монте-Карло по зависимости (7.16) для известных функций распределения размеров микронеровностей поверхности раздела и локальных толщин покрытия.

Геометрическое место точек на плоскости $Rz-S_m$, для которых в критерии (7.42) выполняется равенство, определяет граничную кривую, очерчивающую область рационального со-

четания размеров микронеровностей на всем множестве их возможных сочетаний.

Как пример применения данного критерия к расчету конкретного противоэрозионного покрытия и определения положения области рациональных сочетаний размеров Rz и S_m , на рис. 212 штриховыми линиями показаны граничные кривые, рассчитанные для вероятности безотказной работы 99,9 %. Рациональные сочетания параметров микрошероховатости лежат правее этих кривых. Можно сформулировать обобщенные рекомендации качественного характера для ориентировочного выбора рационального сочетания размеров Rz и S_m .

1. При использовании в качестве противоэрозионного покрытия материала с импедансом $Z_1 > Z_2$ (хромовое покрытие, Т15К6 и т.п. на стальных и титановых конструктивных элементах) вид и режим предварительной технологической обработки поверхности должны назначаться из условия увеличения обоих размеров: Rz - до 10...40 мкм, S_m - до 30...40 мкм. Это благоприятно скажется на повышении стойкости материала конструкции к усталостному отслаиванию и адгезии эрозионностойкого слоя при обеспечении максимально возможной для выбранной толщины эрозионной стойкости покрытия.

2. При использовании в качестве противоэрозионного покрытия материала с импедансом $Z_1 < Z_2$ (стеллит, окислы алюминия, циркония и т.п. на стальных конструктивных элементах) вид и режим предварительной технологической обработки поверхности должны назначаться из условия увеличения высоты микронеровностей до 10...40 мкм при одновременном уменьшении протяженности боковых сторон до 10...15 мкм. Это позволит обеспечить высокую адгезию покрытия при сохранении или даже снижении повреждающего воздействия

внешней среды по сравнению со случаем идеально гладкой поверхности раздела контактирующих материалов. При этом эрозионная стойкость может в 3...4 раза быть ниже максимально возможной для выбранной толщины защиты величины, вследствие чего толщину покрытия следует выбирать превышающей δ_r .

7.3.6. Выбор рациональной степени упрочнения и закона изменения твердости по толщине поверхностной защиты

Критерием назначения рациональных режимов упрочняющей обработки должно служить требование получения в материале такого распределения твердости, которое бы обеспечивало повышение долговечности по сравнению с исходным неупрочненным материалом и достижение требуемых показателей противоэрозионной защиты [110]. Количественной характеристикой, отражающей соблюдение указанного критерия в произвольной точке по глубине защищаемого конструктивного элемента, является пропорциональная величине относительной эрозионной стойкости упрочненного материала безразмерный комплекс

$$Y^{отн}(x) < 1. \quad (7.43)$$

Функция $Y^{отн}(x)$ задается проектировщиком. При этом необходимо руководствоваться следующими положениями.

1. Вблизи эродирующей поверхности

$$Y^{отн}(x \rightarrow 0) < 1.$$

Чем $Y^{отн}$ меньше, тем для обеспечения его заданного значения требуется большее повышение твердости поверхности.

Однако имеется естественный предел повышения $HB(x=0)$ - индивидуальная для каждого материала оптимальная величина твердости HB_{opt} , при достижении которой его эрозионно-усталостная стойкость является наибольшей, а затем начинает снижаться вследствие перехода от преимущественно вязкого разрушения к хрупкому. Оптимальной твердости соответствует оптимальное значение комплекса Y_{opt}^{omh} , ориентировочно оцениваемое с помощью зависимости (7.26). Для конструкционных, инструментальных и нержавеющей хромистых сталей с $HB_{opt} = 6,0 \dots 7,0$ ГПа [158] оптимальное значение комплекса составляет $0,68 \dots 0,76$ при $HB_0 = 2,3$ ГПа и $0,72 \dots 0,76$ при $HB_0 = 2,7$ ГПа. В поверхностном упрочненном слое конструктивного элемента при $HB > HB_{opt}$ (т.е. $Y^{omh} < Y_{opt}^{omh}$) наблюдается увеличение числа структурных дефектов материала, поэтому нецелесообразно задание

$$Y^{omh}(x=0) < Y_{opt}^{omh}.$$

2. Для получения законов изменения твердости, форма которых может быть обеспечена современными технологическими способами упрочнения, функция $Y^{omh}(x)$ должна быть возрастающей с соблюдением критерия (7.43) лишь до некоторой глубины $\delta_{пор}$. Пороговую глубину следует выбирать такой, чтобы напряжение на фронте упругих продольных волн оказывалось ниже предела выносливости неупрочненного материала. Это достигается при $\delta_{пор} > 200 \dots 300$ мкм.

Алгоритм построения функции $HB(x)$, позволяющей обеспечить желаемую зависимость $Y^{omh}(x)$, базируется на соотношении (7.24). Построение начинается с задания глубины упрочненного слоя Δx_0 , в пределах которого твердость поверхностного слоя будет превышать исходное значение HB_0 .

Выбор Δx_0 должен исходить из возможного технологического способа упрочнения. Например, при ориентации на повышение твердости материала путем лазерной закалки Δx_0 должна выбираться в пределах 100...300 мкм, а путем диффузионного насыщения – 200...500 мкм. В соответствии с предложенной в п. 7.3.3 моделью материала переменной по глубине твердости поверхностный слой защищаемого конструктивного элемента моделируется набором

$$n = \frac{\Delta x_0}{\delta_c}.$$

однородных слоев. В каждом из этих слоев подлежит определению одна неизвестная – твердость $HB(x_j)$. В целом, задача определения закона $HB(x)$ сводится к нахождению n неизвестных $HB(x_j)$ путем условной минимизации нелинейного функционала [191]

$$F[HB(x_1), HB(x_2), \dots, HB(x_n)] = \sum_{j=2}^{n-1} \left| Y^{отн}(x_j) - \frac{1}{2} \cdot \frac{3 + \left(\frac{HB_{j+1}}{HB_j}\right)^{0,75}}{1 + \left(\frac{HB_{j+1}}{HB_j}\right)^{0,75}} \cdot Y^{отн}(x_{j-1}) - \left(\frac{HB_j}{HB_0}\right)^{0,375} \frac{\sigma_{R0}}{\sigma_R(x_j)} \left[\left(\frac{j}{j-1}\right)^{1,5} - 1 \right] \right| \rightarrow 0$$

при ограничениях

$$HB(x_1) = HB_0 \left[\frac{Y^{отн}(x=0)\sigma_R}{\sigma_{R0}} \right]^{8/3},$$

$$HB(x_n) = HB_0, \quad HB(x_j) > 0.$$

На рис. 214 в качестве примера показаны построенные по предложенной методике законы изменения твердости по глубине упрочненного слоя при различных исходных законах

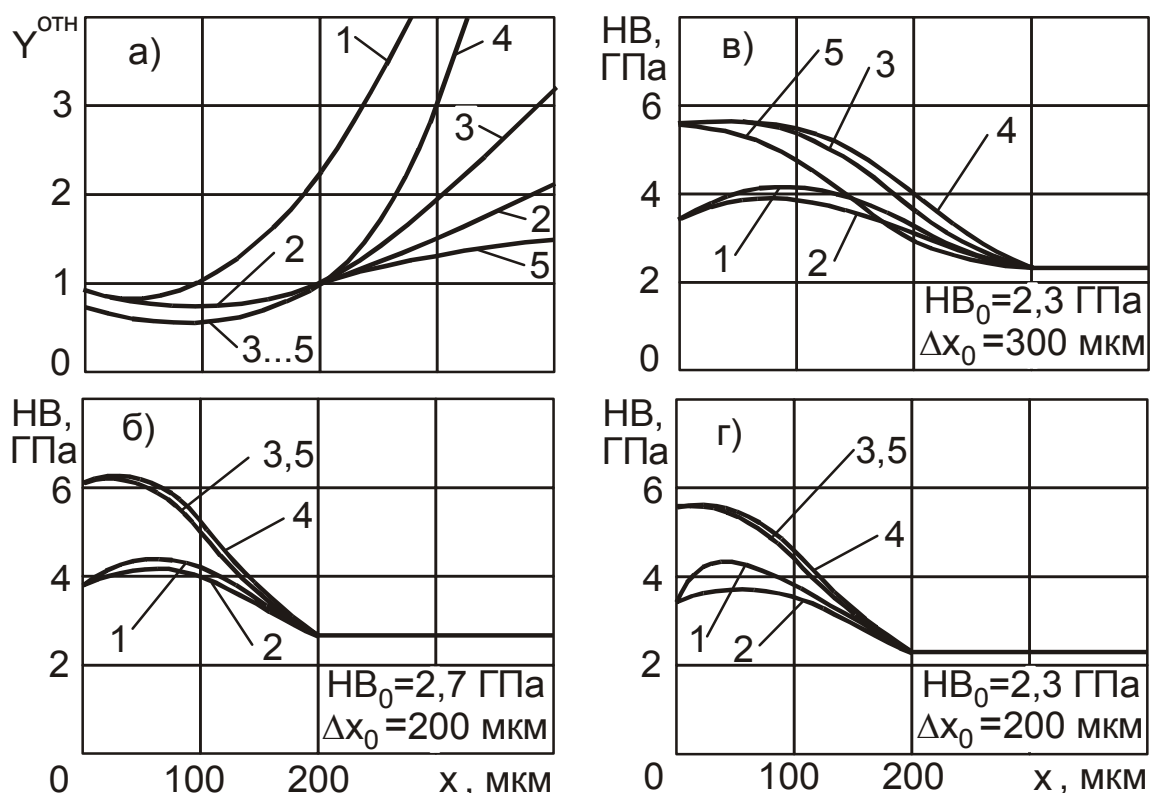


Рис.214. Законы изменения твердости по глубине упрочненного слоя для различных законов $Y^{OTH}(x)$: а - использованные в расчетах законы $Y^{OTH}(x)$; б-г - законы $HB(x)$. Номера кривых HB соответствуют номерам кривых Y^{OTH}

$Y^{отн}(x)$, благоприятных с точки зрения увеличения эрозийной стойкости упрочняемых конструктивных элементов. Он дает представление о взаимосвязи формы функции $HB(x)$ с $Y^{отн}(x)$ в зависимости от твердости неупрочненного материала и толщины упрочненного слоя. Величина HB_0 оказывает количественное воздействие на функцию $HB(x)$: увеличение HB_0 требует повышения твердости, однако её конфигурация сохраняется. Для одинаковых $Y^{отн}(x)$ изменение толщины $\delta_{пор}$ обуславливает количественные и качественные изменения закона $HB(x)$. При одинаковой у поверхности величине комплекса $Y^{отн}(x=0)$ увеличение глубины $\delta_{пор}$ приводит к необходимости снижения твердости, главным образом, в средней части упрочненного слоя. Для различных функций

$Y^{отн}(x)$, совпадающих однако в пределах упрочненного слоя, законы $HB(x)$ оказываются практически одинаковыми. В то же время, совпадение различных $Y^{отн}(x)$ лишь в пределах некоторой глубины $x < \Delta x_0$ не приводит к совпадению функций $HB(x)$ даже в указанной зоне.

Следствием существования предельной твердости материала HB_{opt} является ограниченность воздействия упрочняющей обработки на величину максимально достигаемой относительной эрозионной стойкости. Наибольшее возможное повышение износостойкости эродирующих конструктивных элементов в условиях их эксплуатации может быть оценено с помощью зависимости (7.25) при известных эрозионно-усталостных свойствах материала. Так, упрочнение стальных деталей до оптимальной твердости способно повысить их стойкость в среднем в 5...10 раз по сравнению с неупрочненным материалом твердостью $HB_0 = 2,3$ ГПа и в 4...8 раз - твердостью $HB_0 = 2,7$ ГПа. Меньшее повышение твердости в пределах

$$HB \in (HB_0; HB_{opt})$$

приводит к меньшему повышению относительной стойкости.

Однако при решении практических задач увеличения износостойкости конструктивных элементов влажнопаровых турбин путем повышения твердости поверхностного слоя ориентация на достижение оптимальной твердости нецелесообразна. Это объясняется необходимостью проведения предварительных экспериментальных исследований по уточнению величины HB_{opt} конкретного упрочняемого материала в связи с опасностью его чрезмерного переупрочнения с образованием закалочных трещин вследствие естественных отклонений режимных параметров технологии обработки. Удобно ввести понятие рациональной степени упрочнения материала

$$HB_{рац} < HB_{opt} ,$$

для которой при исключении опасности образования дефектов структуры поверхностного слоя сохраняется достаточно высокая эрозионная стойкость. Её следует рекомендовать при выборе требуемой степени упрочнения эродирующей поверхности. В основу определения рациональной твердости может быть положен анализ поведения относительных величин показателей эрозии при изменении **HB** материала, например, скоростей разрушения во II и III периодах или средней глубины, объемных и массовых потерь материала в III периоде к заданному моменту времени эксплуатации τ :

$$\frac{\dot{E}_2}{\dot{E}_{20}} = \frac{\dot{E}_3}{\dot{E}_{30}} = K_{E08} (Y^{отн})^{m_3} ;$$

$$\frac{E_3}{E_{30}} = \frac{(V_3)_3}{(V_3)_{30}} = \frac{(G_3)_3}{(G_3)_{30}} = K_{E08} \frac{K_E \left(\frac{E_0}{E_1} \right) \left(\frac{\tau}{\tau_{u0}} \right) \left(\frac{K_{E08}}{K_{E18}} \right) (Y^{отн})^{m_3} + 1}{K_E \left(\frac{E_0}{E_1} \right) \left(\frac{\tau}{\tau_{u0}} \right) + 1} ,$$

где K_{E08} , K_{E18} - корректирующие коэффициенты для эрозионно-усталостных характеристик материала E_0 и E_1 , учитывающие влияние изменения его твердости на продолжительность инкубационного периода эрозионного изнашивания (гл. 3).

Графики зависимостей указанных показателей применительно к стали 20X13 переменной твердости показаны на рис. 215. Наиболее интенсивный рост эрозионной стойкости упрочненного материала наблюдается в диапазоне от HB_0 до 3,5...4,5 ГПа (0,5...0,7 $HB_{рац}$). Дальнейшее повышение **HB** имеет значительно меньшую эффективность. Поэтому величина $HB_{рац}$ находится из условия допущения снижения максимально возможного повышения эрозионной стойкости

$$1 - \frac{E_3(HB_{opt})}{E_{30}}$$

на достаточно малую величину $[\Delta] \rightarrow 0$:

$$\frac{E_3(HB_{рац})}{E_{30}} = (1 - [\Delta]) \frac{E_3(HB_{opt})}{E_{30}} + [\Delta]. \quad (7.44)$$

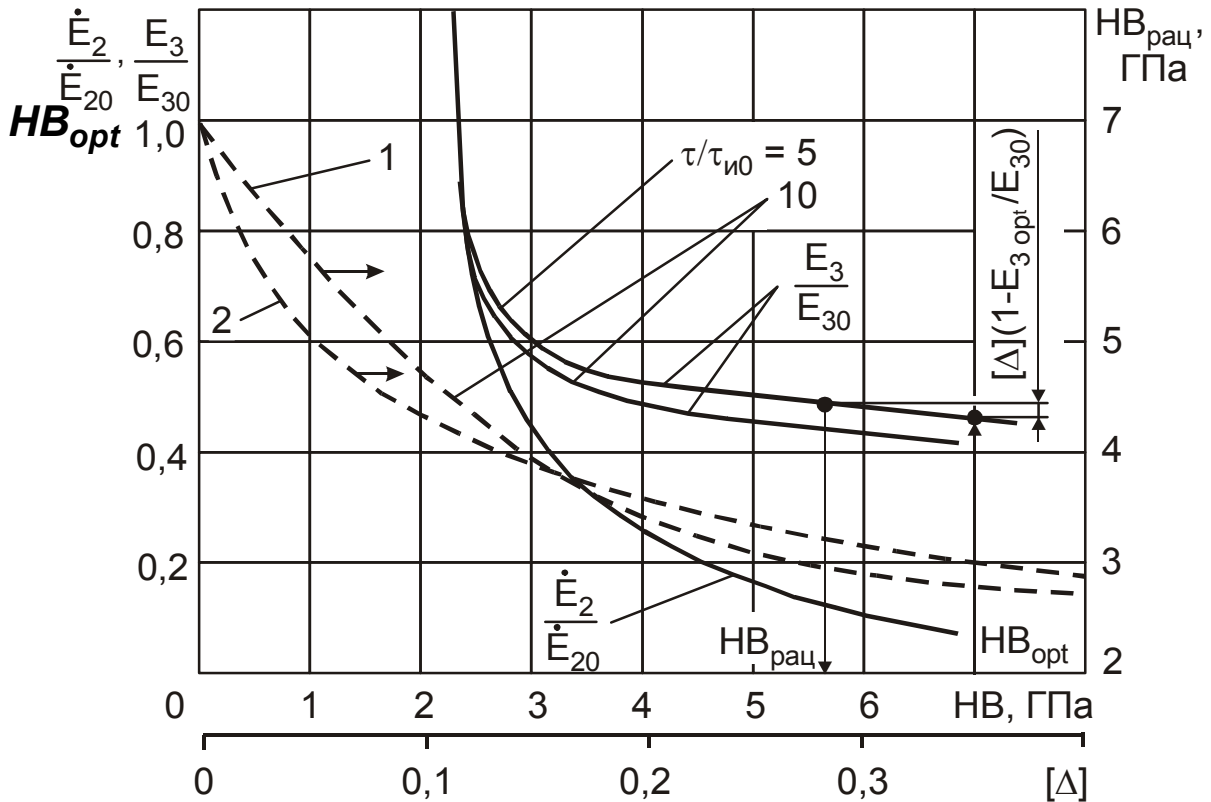


Рис.215. Определение рациональной степени упрочнения материала и зависимость $HB_{рац}$ от отклонения $[\Delta]$ для стали 20X13 (1) и защищаемой конструкции (2)

Схема нахождения рациональной твердости и результаты её расчета для стали 20X13 в зависимости от $[\Delta]$ при $HB_{opt} = 7,0$ ГПа приведены на рис. 215. В расчетах целесообразно пользоваться величиной $[\Delta] = 0,05...0,15$.

Распространение указанного подхода к выбору рациональной степени упрочнения материала на определение $HB_{рац}$ натуральных деталей представляет интересную с практической точки зрения возможность разработки технологии их уп-

рочнения с учетом индивидуальных особенностей конструкции отдельных элементов и влажнопаровых ступеней в целом и режимов работы турбин, а также неоднородности ударного нагружения в пределах зоны эрозионного износа. В этом случае условие (7.44) необходимо формулировать относительно одного из интегральных показателей эрозии. Как пример, на рис. 215 приведен график зависимости

$$HB_{рац} \sim [\Delta]$$

для условий эксплуатации стальных рабочих лопаток последней ступени ГТА а/л «Ленин», рассчитанной по относительной величине массовой потери материала лопаткой к моменту исчерпания принятого ресурса $T_p = 70$ тыс. ч. Следует отметить определенную близость величин $HB_{рац}$, определенных для случаев эрозии материала и натурального конструктивного элемента. В рекомендуемом диапазоне значений $[\Delta]$ расхождение оказывается наибольшим, достигая 700 МПа. Это свидетельствует в пользу целесообразности проведения расчета $HB_{рац}$ применительно к конкретным эродируемым конструктивным элементам проточной части влажнопаровых турбинных ступеней, хотя ориентировочная, подлежащая дальнейшему уточнению оценка твердости может быть выполнена по условию (7.44) из расчета износа материала.

7.4. Рабочая лопатка с кромками повышенной эрозионной и усталостной стойкости

Анализ особенностей развития трещин в профильной части рабочих лопаток турбомашин позволяет предложить конструктивный подход к повышению усталостной трещиностойкости и эрозионной стойкости рабочего лопаточного аппарата [15].

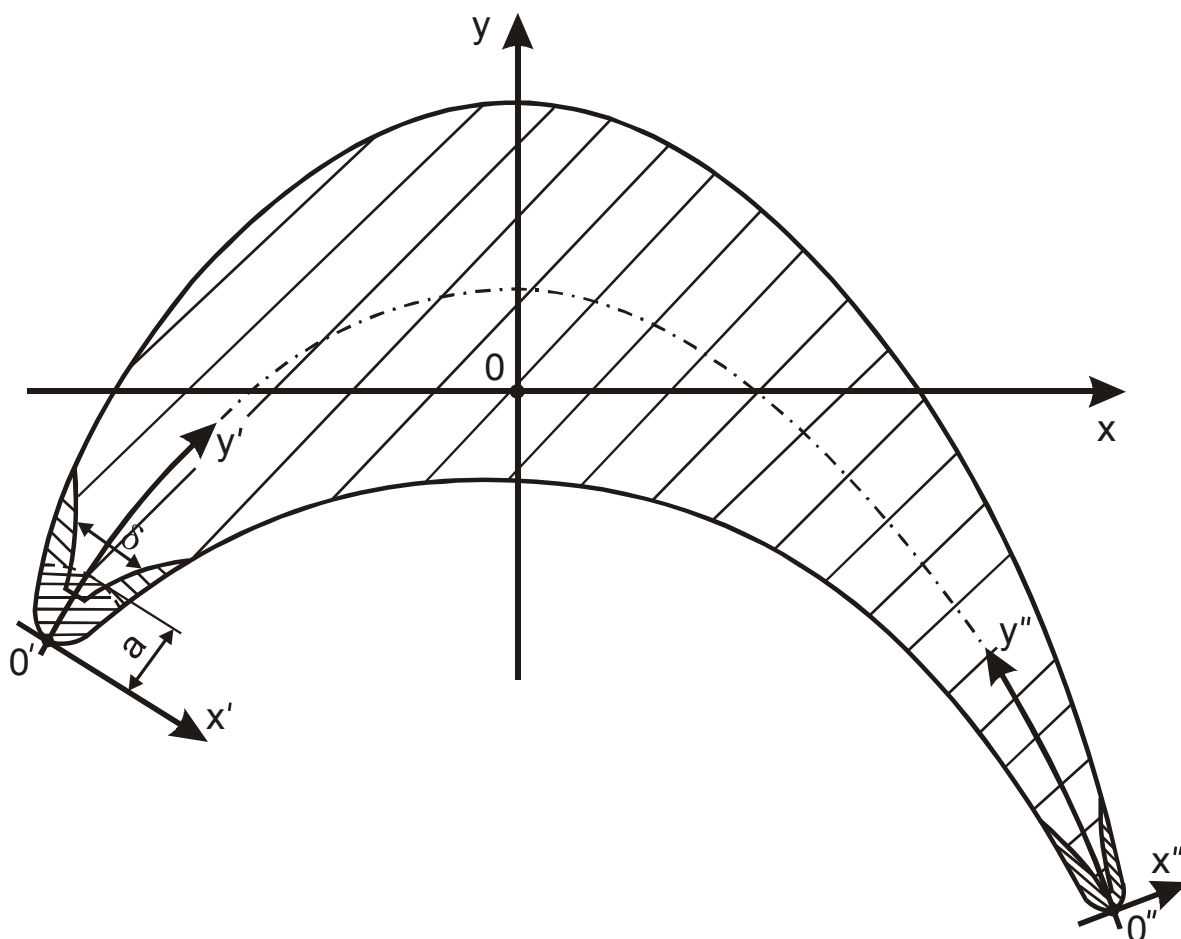


Рис. 216. Рабочая лопатка с конструктивно модифицированными кромками повышенной усталостной трещиностойкости и эрозионной стойкости [15]

Он заключается в специальном профилировании входных или выходных кромок рабочих лопаток (рис. 216). Кромки выполняются в виде усеченного клина с криволинейными боковыми сторонами, расширяющегося к средней части пера от величины, составляющей $1/5 \dots 1/3$ толщины кромки, в соответствии с зависимостью:

$$\delta = \frac{a}{2\pi} \left(\frac{\sigma_p}{\sigma_T} \right)^2,$$

где σ_p - напряжение растяжения в кромке лопатки.

На боковые стороны модифицированной кромки до очертания аэродинамического профиля наносятся наклейки из эрозионностойких материалов с повышенным значением критиче-

ского коэффициента интенсивности напряжений K_{Ic} . На рабочих лопатках влажнопаровых турбинных ступеней выгодно выполнять их из эрозионностойких материалов. В этом случае достигается двойной эффект: обеспечивается противоэрозионная защита кромок от ударного воздействия капельной влаги и замедляется скорость роста инициируемых эрозионными кавернами усталостных трещин.

В основу предложенного подхода положен эффект уменьшения скорости роста усталостной трещины при наличии плоского напряженного состояния вблизи ее вершины [28]. В этом случае площадь зоны пластичности оказывается в несколько раз больше, чем в характерных для трещин в турбинных кромках условиях плоской деформации. Соответственно, для роста трещины требуется большее количество энергии, так как она в основном расходуется на образование зоны пластичности. Это подтверждается многочисленными экспериментальными данными, которые свидетельствуют о зависимости между толщиной пластин и характеристиками разрушения – критическим коэффициентом интенсивности напряжений в вершине трещины K_{Ic} и скоростью ее роста [28]. Существует ряд полуэмпирических теорий, позволяющих прогнозировать изменение коэффициента интенсивности напряжений в зависимости от толщины пластины B . Согласно модели Д.Броека соотношение между критическими коэффициентами интенсивности напряжений при переходном напряженном состоянии K_{Ic} и плоской деформации K_{Ic} :

$$\frac{K_{Ic}}{K_{Ic}} = \left(1 + \frac{\varepsilon_f E B_0}{24 \sigma_T B} \right)^{0,5}, \quad (7.45)$$

где ε_f - истинная деформация разрушения материала; B_0 - максимальная толщина пластины, при которой полностью развивается плоское напряженное состояние.

При $B_0/B = 1$, что соответствует случаю плоского напряженного состояния, наблюдается максимум K_{1c} (рис. 217). Поэтому профилирование кромок лопаток является возможной конструктивной мерой повышения их трещиностойкости. Критерием служит требование, чтобы толщина кромок при любой длине a усталостных трещин обеспечивала максимальную величину K_{1c} , т.е. равнялась радиусу зоны пластичности в вершине трещины $r_{пл}$ [28]:

$$r_{пл} = \frac{a}{2\pi} \left(\frac{\sigma_p}{\sigma_T} \right)^2.$$

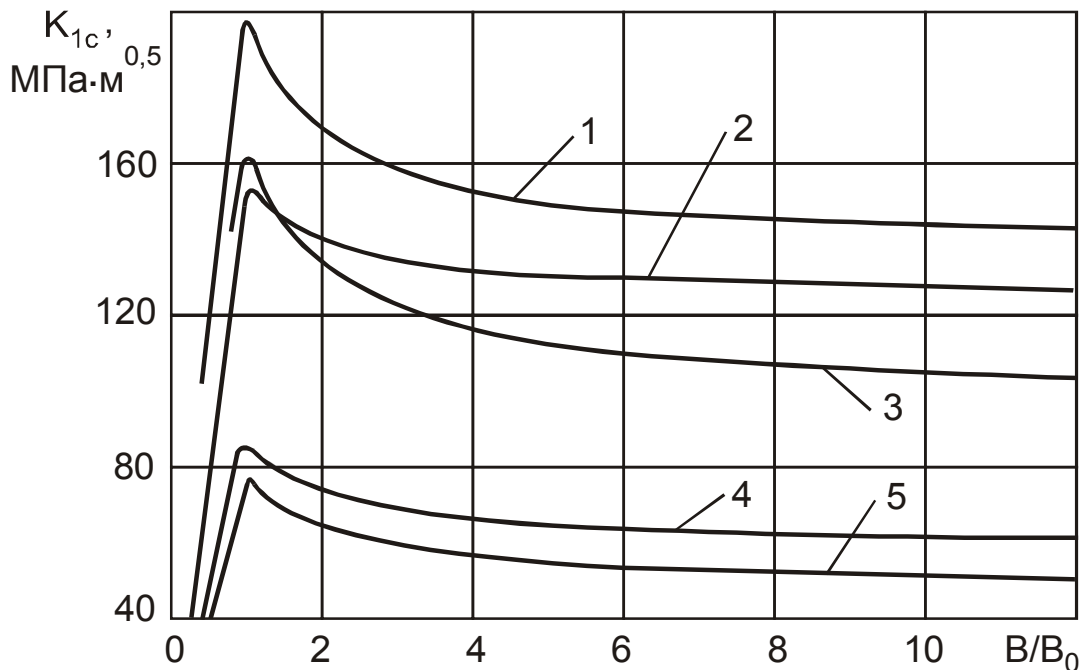


Рис. 217. Зависимость трещиностойкости турбинных материалов от толщины образцов: 1 - 34ХН3М; 2 - Ti+6Al+4Zn+2Mo; 3 - 20X13; 4 - 15X12ВНМФ; 5 - 25X1М1Ф

С учетом переменности σ_p вдоль средней линии профиля толщина должна меняться по нелинейному закону. В случае близости K_{1c} материала накладок к подсчитанному по зависимости (7.45) максимальному K_{1c} кромка по всей площади имеет одинаковую трещиностойкость. При различии этих величин

наиболее вероятно зарождение и развитие усталостной трещины в той части кромки, трещиностойкость которой меньше.

Эффективность данного способа повышения трещиностойкости рассматривалась на сравнительном примере усталостного разрушения типичного профиля рабочей лопатки из стали 20Х13 с обычными и конструктивно модифицированными кромками (рис. 218). Расчет числа циклов изменения напряжения до разрушения N выполнялся по формуле Формана [173]

$$N = \int_{a_{кр}}^{a_{пр}} \frac{K_{Ic} - K_{I\max}}{A(\Delta K_I)^n K_{I\max}} da, \quad (7.46)$$

где $a_{пр}$ - предельная длина трещины, вызывающая мгновенное разрушение.

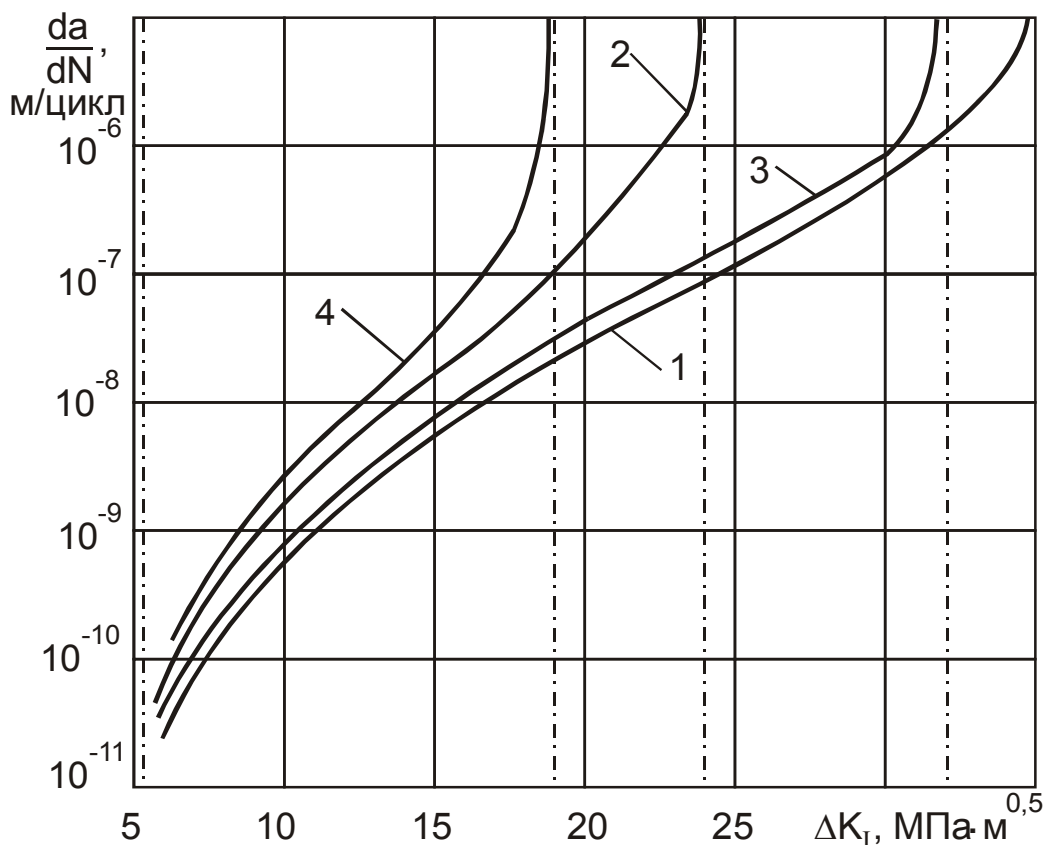


Рис. 218. Зависимость скорости роста трещины от размаха коэффициента интенсивности напряжений:
 1, 2 - во входной кромке; 3, 4 - в выходной кромке;
 1, 3 - конструктивно модифицированная кромка

Как видно из рис. 218, скорость роста трещины в конструктивно модифицированных кромках заметно ниже, а для разрушения требуется больший размах ΔK_I . Расчет по зависимости (7.46) также показал, что для входной кромки количество циклов изменения напряжения до разрушения и предельная длина усталостной трещины $a_{пр}$ увеличились в 2,1 раза, а для выходной кромки – в 2,2 и 2,6 раза соответственно.

7.5. Метод приближенной оценки изменения вибрационных характеристик лопаточного аппарата при отрыве стеллитовых пластин

Отрицательные последствия постепенного роста числа оторвавшихся стеллитовых пластин с поверхности входных кромок периферийной части рабочих лопаток влажнопаровых турбинных ступеней (гл. 1) связаны с прогрессирующим неконтролируемым отклонением динамического состояния последних ступеней частей низкого давления от исходного, требуемый уровень которого в начальный период работы обеспечивается системой специальных конструкторских, технологических и монтажных мероприятий. При этом наблюдается изменение собственных частот рабочих лопаток вследствие уменьшения массы их периферийной части, что для отдельных лопаток или пакетов может привести к нарушению первоначальной отстройки от резонанса.

Для приближенной оценки изменения собственных частот рабочего облопачивания при отрыве стеллитовых пластин и выполнения коррекции исходной вибрационной диаграммы ступени удобно воспользоваться формулой Рэйли, связывающей собственные частоты любой консервативной системы с

главными формами ее колебаний. С учетом соотношений [81] для одиночной закрученной лопатки переменного профиля, вращающейся с частотой n , формула Рэйли для динамической частоты принимает вид [107]:

$$(\omega_{\partial})_k^2 = \frac{1}{4\pi^2} \frac{\Pi_{ок}(u_k, v_k) + n^2 \Pi_{1k}(u_k, v_k)}{K_k(u_k, v_k)}. \quad (7.47)$$

Функции $u_k = u_k(z)$ и $v_k = v_k(z)$ - смещение поперечных сечений лопатки по её длине $z \in [0; l_2]$ из положения равновесия в направлениях, параллельном (u) и перпендикулярном (v) оси турбины, при k -й главной форме колебаний. В их качестве используются формы колебаний лопатки без полосы стеллитовой защиты, определенные с точностью до постоянного множителя по известным методикам [116]. Отдельные составляющие полной энергии колебательной системы «лопатка-защита» приближенно выражаются зависимостями:

- кинетическая энергия

$$2K \approx \rho_{л} \int_0^{l_2} F(u_k^2 + v_k^2) dz + \rho_{п} \bar{b}_п \bar{I}_п \sum_{i=1}^{i=n_1+n_2} \bar{I}_{пi} (u_k^2 + v_k^2) \Big|_{\text{при } l_2 - \bar{r}_{\psi i}} ;$$

- потенциальная энергия изгиба

$$2\Pi_{ок} \approx E_{л} \int_0^{l_2} [J_y (u_k'')^2 + 2J_{xy} u_k'' v_k'' + J_x (v_k'')^2] dz + \\ + E_{п} \sum_{i=1}^{i=n_1+n_2} \bar{I}_{пi} [\bar{J}_{yп} (u_k'')^2 + 2\bar{J}_{xyп} u_k'' v_k'' + \bar{J}_{xп} (v_k'')^2] \Big|_{\text{при } l_2 - \bar{r}_{\psi i}} ;$$

- потенциальная энергия, обусловленная центробежными силами

$$2\Pi_{1k} \approx \rho_{\Pi} \int_0^{l_2} \left\langle F \left\langle \left(r_{кор} + z \right) \left\{ \int_0^z \left[(u'_k)^2 + (v'_k)^2 \right] dt \right\} - v_k^2 \right\rangle dz + \right. \\ \left. + \rho_{\Pi} \bar{b}_{\Pi} \bar{\delta}_{\Pi} \sum_{i=1}^{i=n_1+n_2} \bar{I}_{\Pi i} \left\langle \left(r_{кор} + l_2 - \bar{r}_{\Pi i} \right) \left\{ \int_0^{l_2 - \bar{r}_{\Pi i}} \left[(u'_k)^2 + (v'_k)^2 \right] dt \right\} - v_k^2 \right\rangle_{\text{при } l_2 - \bar{r}_{\Pi i}} \right\rangle,$$

где F, J_x, J_y, J_{xy} - площадь, осевые и центробежный моменты инерции поперечного сечения лопатки; ρ_{Π}, ρ_{Π} - плотность материала лопатки и пластины; E_{Π}, E_{Π} - модуль упругости материала лопатки и пластины; $\bar{J}_{x\Pi}, \bar{J}_{y\Pi}, \bar{J}_{xy\Pi}$ - средние значения осевых и центробежного моментов инерции поперечного сечения стеллитовых пластин, рассчитанные по средним значениям размеров \bar{b}_{Π} и $\bar{\delta}_{\Pi}$ (табл. 27).

Отрыв стеллитовых пластин уменьшает исходные значения составляющих полной энергии, в результате чего формула Рэйли (7.47) для оценки динамической собственной частоты изгибных колебаний вращающейся лопатки с частично удаленной защитой может быть представлена в виде:

$$\left(\omega_{\partial}^* \right)_k^2 = \left(\omega_{cm} \right)_k^2 \frac{1 - \sum_{i=1}^{i=n_1+n_2} \left(\frac{\Delta \Pi_{ok}}{\Pi_{ok}} \right)_i p_i}{1 - \sum_{i=1}^{i=n_1+n_2} \left(\frac{\Delta K_k}{K_k} \right)_i p_i} + n^2 B_k \frac{1 - \sum_{i=1}^{i=n_1+n_2} \left(\frac{\Delta \Pi_{1k}}{\Pi_{1k}} \right)_i p_i}{1 - \sum_{i=1}^{i=n_1+n_2} \left(\frac{\Delta K_k}{K_k} \right)_i p_i}$$

или

$$\left(\omega_{\partial}^* \right)_k^2 = \left(\omega_{cm}^* \right)_k^2 + B_k^* n^2,$$

где $\left(\omega_{cm} \right)_k, B_k$ - статическая частота и коэффициент учета вращения лопатки для k -й главной формы колебаний; p_i - показатель наличия или отсутствия пластины i -го ряда на лопатке ($p_i=0$ - пластина имеется, $p_i=1$ - пластина оторвана); индекс «*» относится к лопатке с частично удаленной защитой.

Степень отклонения динамических характеристик лопаток от исходных значений удобно выразить тремя коэффициентами

$$\alpha_k = \frac{(\omega_{cm}^*)_k}{(\omega_{cm})_k} = \left[\frac{1 - \sum_{i=1}^{i=n_1+n_2} \left(\frac{\Delta \Pi_{ok}}{\Pi_{ok}} \right)_i \rho_i}{1 - \sum_{i=1}^{i=n_1+n_2} \left(\frac{\Delta K_k}{K_k} \right)_i \rho_i} \right]^{0,5},$$

$$\beta_k = \frac{B_k^*}{B_k} = \frac{1 - \sum_{i=1}^{i=n_1+n_2} \left(\frac{\Delta \Pi_{1k}}{\Pi_{1k}} \right)_i \rho_i}{1 - \sum_{i=1}^{i=n_1+n_2} \left(\frac{\Delta K_k}{K_k} \right)_i \rho_i},$$

$$\gamma_k(n) = \frac{(\omega_{\partial}^*)_k}{(\omega_{\partial})_k} = \frac{\frac{\alpha_k^2}{B_k} + n^2 \frac{\beta_k}{(\omega_{cm})_k^2}}{\frac{1}{B_k} + \frac{n^2}{(\omega_{cm})_k^2}},$$

исходя из расчета вклада каждой оторвавшейся пластины в уменьшение составляющих полной энергии колеблющейся рабочей лопатки:

$$\left(\frac{\Delta K_k}{K_k} \right)_i = \frac{1}{2K_k} \rho_n b_n \delta_n l_{ni} (u_k^2 + v_k^2) \Big|_{\text{при } l_2 - \bar{r}_{ui}},$$

$$\left(\frac{\Delta \Pi_{ok}}{\Pi_{ok}} \right)_i = \frac{1}{2\Pi_{ok}} E_n l_{ni} \left[J_{yn} (u_k'')^2 + 2J_{хyn} u_k'' v_k'' + J_{xn} (v_k'')^2 \right] \Big|_{\text{при } l_2 - \bar{r}_{ui}},$$

$$\left(\frac{\Delta \Pi_{1k}}{\Pi_{1k}} \right)_i = \frac{1}{2\Pi_{1k}} \rho_n b_n \delta_n l_{ni} \left\langle \left(r_{кор} + l_2 - r_{ui} \right) \left\{ \int_0^{l_2 - r_{ui}} [(u_k')^2 + (v_k')^2] dt \right\} - v_k^2 \Big|_{\text{при } l_2 - \bar{r}_{ui}} \right\rangle.$$

Значения $(\Delta K_k / K_k)_i$, $(\Delta \Pi_{ок} / \Pi_{ок})_i$ и $(\Delta \Pi_{1к} / \Pi_{1к})_i$ являются случайными величинами вследствие случайного разброса размеров стеллитовой защиты. Как показывает статистический анализ на основе критерия согласия Колмогорова-Смирнова, с доверительной вероятностью более 0,95 они, а также коэффициенты $\alpha_k, \beta_k, \gamma_k$ могут считаться имеющими нормальные законы распределения. Количественные характеристики законов распределения коэффициентов $\alpha_k, \beta_k, \gamma_k(n)$ определяются числом и расположением оторвавшихся стеллитовых пластин. Их значения для наиболее неблагоприятного сочетания указанных параметров, при котором наблюдается максимальное изменение собственных частот, приведены в табл. 74 применительно к рабочим лопаткам длиной 960 мм турбин ЛМЗ.

Таблица 74

Характеристики нормальных законов распределения коэффициентов $\alpha_k, \beta_k, \gamma_k$ для рабочих лопаток длиной 960 мм турбин ЛМЗ [107]

| Номер частоты k | Параметры законов распределения коэффициентов | | | | | |
|-------------------|---|--|-------------------------|---|--------------------------|--|
| | α_k | | β_k | | γ_k | |
| | среднее $\bar{\alpha}_k$ | стандартное отклонение $S_{\alpha k} \cdot 10^4$ | среднее $\bar{\beta}_k$ | стандартное отклонение $S_{\beta k} \cdot 10^4$ | среднее $\bar{\gamma}_k$ | стандартное отклонение $S_{\gamma k} \cdot 10^4$ |
| 1 | 1,025 | 7,08 | 1,007 | 2,94 | 1,014 | 4,39 |
| 2 | 1,025 | 8,18 | 1,003 | 1,25 | 1,017 | 5,66 |
| 3 | 1,009 | 4,52 | 0,987 | 8,25 | 1,013 | 6,56 |
| 5 | 1,009 | 5,08 | 0,986 | 6,95 | 1,005 | 5,76 |
| 6 | 1,010 | 7,60 | 1,003 | 9,93 | 1,018 | 13,6 |

Окончательно, коррекция динамических частот изгибных колебаний лопаток при частично удаленной защите может быть произведена на основании известных коэффициентов α_k и β_k при известных исходных значениях $(\omega_{см})_k$ и B_k по зависимости

$$(\omega_{\partial}^*)_k^2 = \alpha_k^2 (\omega_{cm})_k^2 + \beta_k n^2 B_k .$$

Согласно свойству суперпозиции двух нормальных величин α_k и β_k , квадрат динамической частоты $(\omega_{\partial}^*)_k^2$ также является случайной нормально распределенной величиной со средним значением

$$(\omega_{\partial}^*)_k^2 = \bar{\alpha}_k^2 (\omega_{cm})_k^2 + \bar{\beta}_k n^2 B_k$$

и стандартным отклонением

$$S_{f^2k}^* = \left[(f_{cm})_k^4 S_{\alpha k}^2 + n^4 B_k^4 S_{\beta k}^2 \right]^{0,5} .$$

Граничные значения интервала случайного разброса частот

$$(\omega_{\partial}^*)_k \in \left[(\omega_{\partial}^*)_{k,\min}; (\omega_{\partial}^*)_{k,\max} \right]$$

могут быть найдены, исходя из вероятности проявления их хотя бы у одной из z_2 всего числа рабочих лопаток турбинной ступени:

$$\begin{aligned} (\omega_{\partial}^*)_{k,\min} &= \left[(\bar{\omega}_{\partial}^*)_k^2 - u_p S_{f^2k}^* \right]^{0,5} ; \\ (\omega_{\partial}^*)_{k,\max} &= \left[(\bar{\omega}_{\partial}^*)_k^2 + u_p S_{f^2k}^* \right]^{0,5} , \end{aligned}$$

где u_p - квантиль стандартизованного нормального распределения вероятности $P = 1 - 1/z_2$.

Выполненные по приведенным зависимостям количественные расчеты применительно к рабочим лопаткам длиной 960 мм турбин ЛМЗ показали, что максимальное относительное увеличение пяти низших собственных частот изгибных колебаний $(\omega_{\partial}^*)_{k,\max} / (\omega_{\partial}^*)_k$ вследствие повреждения стеллитовой защиты составляет: при отсутствии вращения ротора - 1...2,7 %; при частоте вращения 25 Гц - 1,5...3,5 %; при номинальной частоте вращения 50 Гц - 0,8...2,1 % .

Как известно, рабочие лопатки уже исходно имеют некоторый случайный разброс собственных частот колебаний [243, 245], обусловленный естественными погрешностями при их изготовлении, т.е. $(\omega_{cm})_k$ и $(\omega_{\partial})_k$ являются случайными величинами. Статистический анализ экспериментальных данных об индивидуальных значениях частот ряда типоразмеров турбинных и компрессорных лопаток показывает, что их случайный разброс удовлетворительно характеризуется нормальными законами распределения со средними $(\bar{\omega}_{cm})_k$, $(\bar{\omega}_{\partial})_k$ и стандартными отклонениями $S_{\omega, cm, k}$, $S_{\omega, \partial, k}$. Вероятностный характер влияния отрыва стеллитовых пластин на динамические характеристики облопачивания усугубляет этот исходный разброс частот лопаток, увеличивая его диапазон. Для конкретной лопатки с поврежденной защитой динамическую частоту можно представить в виде

$$(\omega_{\partial}^*)_k = (\omega_{\partial})_k + \Delta\omega_k^*,$$

где $\Delta\omega_k^*$ - прибавка k -й частоты вследствие отрыва пластин.

Прибавки $\Delta\omega_k^*$ являются случайными величинами, зависят от числа и расположения оторвавшихся пластин и, как показывает статистический анализ с помощью критерия согласия Колмогорова-Смирнова, с вероятностью не менее 0,95 могут считаться имеющими нормальные распределения со средними значениями $\Delta\bar{\omega}_k^*$ и стандартными отклонениями $S_{\Delta\omega_k^*}$.

Их максимальные значения для наиболее неблагоприятного сочетания оторвавшихся пластин указаны в табл. 75 применительно к рабочим лопаткам длиной 960 мм турбин ЛМЗ. В результате, при наличии случайного разброса исходных динамических характеристик лопаток статистические характеристики их собственных частот изгибных колебаний при повреждении стеллитовой защиты будут определяться зависимостями:

- среднее значение

$$\left(\overline{\omega}_{\partial}\right)_k^* = \left(\overline{\omega}_{\partial}\right)_k + \Delta \overline{\omega}_k^* ,$$

- стандартное отклонение

$$S_{\omega, \partial, k}^* = \left[S_{\omega, \partial, k}^2 + \left(S_{\Delta \omega k}^* \right)^2 \right]^{0,5} ,$$

- минимальное граничное значение интервала разброса

$$\left(\omega_{\partial}\right)_{k, \min}^* = \left(\overline{\omega}_{\partial}\right)_k - u_p S_{\omega, \partial, k}^* ,$$

- максимальное граничное значение интервала разброса

$$\left(\omega_{\partial}\right)_{k, \max}^* = \left(\overline{\omega}_{\partial}\right)_k + u_p S_{\omega, \partial, k}^* .$$

Таблица 75

Статистические характеристики максимальных значений увеличения собственных частот $\Delta \omega_k^*$ изгибных колебаний лопаток длиной 960 мм с поврежденной стеллитовой защитой

| Номер частоты k | Статистические характеристики, Гц, максимальных значений $\Delta \omega_k^*$ при частоте вращения ротора n , Гц | | | | | |
|-------------------|---|-------------------------|--------------------------------|-------------------------|--------------------------------|-------------------------|
| | 0 | | 25 | | 50 | |
| | $\Delta \overline{\omega}_k^*$ | $S_{\Delta \omega k}^*$ | $\Delta \overline{\omega}_k^*$ | $S_{\Delta \omega k}^*$ | $\Delta \overline{\omega}_k^*$ | $S_{\Delta \omega k}^*$ |
| 1 | 0,83 | 0,024 | 1,32 | 0,037 | 1,17 | 0,036 |
| 2 | 1,76 | 0,057 | 2,90 | 0,036 | 2,18 | 0,074 |
| 3 | 1,41 | 0,068 | 2,67 | 0,124 | 2,26 | 0,111 |
| 5 | 2,05 | 0,120 | 3,38 | 0,217 | 2,02 | 0,158 |
| 6 | 3,53 | 0,270 | 7,00 | 0,530 | 6,72 | 0,518 |

Представленная приближенная методика оценки изменения собственных частот изгибных колебаний рабочих лопаток может быть использована в качестве экспресс-метода оперативной коррекции исходных вибрационных диаграмм турбинных ступеней по данным обследований эксплуатационного состояния стеллитовой защиты рабочего облопачивания.

ГЛАВА 8

ПОДСИСТЕМА ТЕХНИЧЕСКОЙ ДИАГНОСТИКИ ЭРОЗИОННОГО СОСТОЯНИЯ ЛОПАТОЧНЫХ АППАРАТОВ ПАРОВЫХ ТУРБИН

Представленная ниже подсистема технической диагностики эрозионного состояния рабочих лопаточных аппаратов влажнопаровых ступеней WEAR [104] реализована применительно к последним ступеням турбин судовых атомных энергетических установок. Введение данной подсистемы технической диагностики эрозионного состояния лопаточного аппарата в состав системы диагностики состояния паровой турбины в целом не требует существенных дополнительных затрат, так как ее техническое обеспечение полностью базируется на контрольно-измерительном и электронно-вычислительном оборудовании системы диагностики, а контролируемых газодинамических параметров достаточно для достоверной оценки изменения кинетики эрозионного изнашивания в зависимости от изменения режима эксплуатации влажнопаровой турбины. Применение подсистемы технической диагностики можно рекомендовать не только для вновь разрабатываемых систем диагностики турбин, но и при модификации уже существующих для повышения уровня их информативности.

8.1. Функциональные возможности и технические требования к подсистеме диагностики

Функциональные возможности подсистемы WEAR обеспечивают решение следующих основных задач:

- текущей вероятностной оценки степени эрозионного износа рабочих лопаток эродирующих влажнопаровых ступеней с учетом режима эксплуатации паровых турбин;
- опережающей вероятностной оценки эрозионного состояния рабочих лопаток на произвольно заданный период времени в зависимости от прогнозируемого режима эксплуатации влажнопаровой турбины;
- текущей и опережающей вероятностных оценок остаточного ресурса противозэрозионной защиты и самих лопаток по технико-экономическим критериям достижения ими предельного эрозионного износа, выдачи рекомендаций по срокам и объему необходимого ремонта;
- оценки величины и направленности влияния различных режимов эксплуатации влажнопаровой турбины на эрозионное состояние, выдачи рекомендаций по реализации наиболее благоприятного из них и выявлению потенциально опасных режимов с наибольшей повреждающей способностью;
- выработки рекомендаций для эксплуатационного персонала по его целесообразным действиям, исходя из достигнутого уровня эрозионного состояния лопаточного аппарата диагностируемой турбинной ступени.

Названные задачи обуславливают ряд технических требований к подсистеме диагностики эрозионного состояния лопаточного аппарата, реализованных в процессе ее разработки и определяющих основные принципы формирования структуры и функционирования подсистемы, а также основные требования к функциональным возможностям различных видов обеспечения:

- 1) выполнение автоматизированной обработки в реальном масштабе времени поступающей от датчиков информации;
- 2) установление частоты опроса датчиков, обеспечиваю-

щих отображение изменения во времени контролируемых газодинамических параметров рабочего тела, из условия достижения необходимой точности аппроксимации реальных переменных и переходных режимов работы диагностируемой влажно-паровой турбины;

3) обеспечение достоверности результатов расчетной оценки текущего эрозионного состояния лопаточного аппарата и опережающего прогноза его возможного состояния на срок не менее ресурса турбины;

4) возможность оценки в произвольный момент времени средней величины и ширины диапазона ожидаемого разброса величин основных количественных показателей износа рабочих лопаток и экономичности турбинной ступени;

5) выполнение расчетной оценки количественных характеристик эрозии рабочих лопаток для конкретной диагностируемой турбины с учетом присущих индивидуальным особенностям режима эксплуатации и конструктивных размеров проточной части эродирующих влажнопаровых ступеней;

6) возможность оценки в произвольный момент времени предельно допустимых значений количественных показателей эрозии лопаточного аппарата по различным технико-экономическим критериям достижения предельного износа рабочих лопаток;

7) возможность оперативной корректировки результатов расчетной оценки эрозионного состояния лопаточного аппарата при наличии данных натурного обследования турбинной ступени;

8) выполнение автоматизированной обработки результатов расчетной оценки износа рабочих лопаток с формированием рекомендаций для эксплуатационного персонала по его необходимым действиям, вытекающим из уровня достигнутого эрозионного состояния лопаточного аппарата;

9) организация подсистемы в виде законченного проблемно-ориентированного модуля, приспособленного к включению в состав различных систем технической диагностики состояния паровой турбины при необходимости минимальной корректировки.

8.2. Состав функционального обеспечения подсистемы диагностики

Функционирование подсистемы WEAR обусловлено наличием нескольких видов обеспечения:

- технического;
- информационного;
- алгоритмического;
- программного.

Каждое из них содержит определенный набор структурных элементов. Структурная схема подсистемы WEAR приведена на рис. 219. Она состоит из шести системных элементов, включающих 9 прикладных программ (ПП) и 8 информационных файлов базы данных (БД):

- WEAR/control – контрольно-измерительной подсистемы непрерывного сбора диагностической информации о регистрируемых параметрах теплоносителя, ее обработки и выявления режима работы турбины;

- WEAR/estimation – подсистемы расчетной вероятностной оценки количественных параметров эрозионного состояния рабочего лопаточного аппарата диагностируемых турбинных ступеней в текущий момент времени эксплуатации;

- WEAR/prognoz – подсистемы вероятностного прогнозирования эрозионного состояния лопаточного аппарата диагностируемых ступеней на произвольный момент времени;

- WEAR/view – подсистема представления и вывода на различные носители итоговой информации об эрозионном состоянии диагностируемых ступеней;
- WEAR/expert – экспертной подсистемы с использованием элементов искусственного интеллекта для автоматизированного формирования рекомендаций эксплуатационному персоналу;

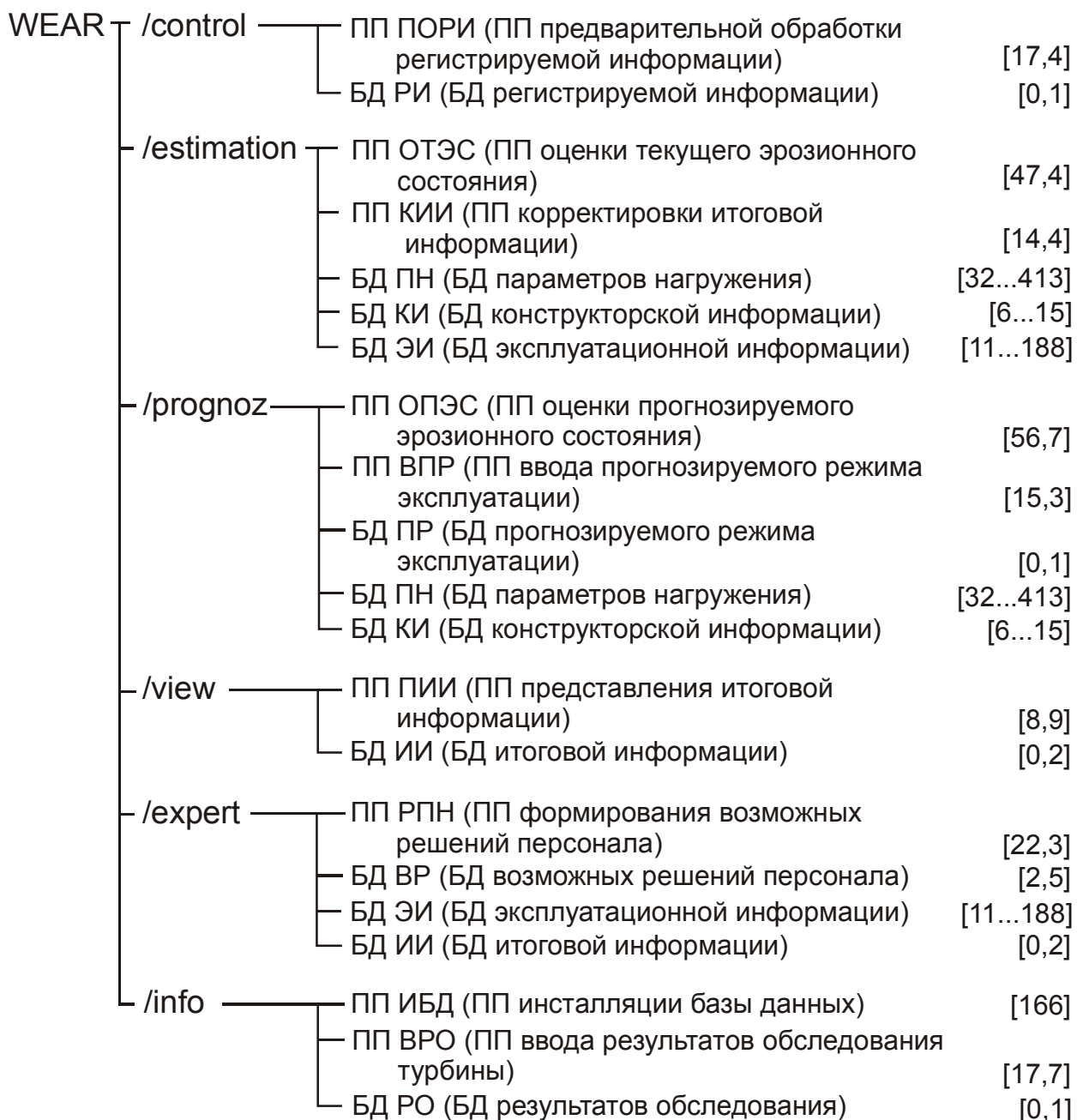


Рис. 219. Структурная схема подсистемы технической диагностики WEAR

- WEAR/info – подсистемы формирования и поддержки функционирования информационного обеспечения системы технической диагностики и мониторинга.

Программное обеспечение подсистемы диагностики WEAR требует 366 К памяти, в том числе 17,4 К – оперативной. Информационное обеспечение (для каждой диагностируемой турбинной ступени) занимает 52...619 К памяти, в том числе 0,1 К – оперативной.

На рис. 220 показана функционально-логическая схема подсистемы технической диагностики эрозионного состояния лопаточного аппарата нескольких влажнопаровых ступеней одной паровой турбины с минимально необходимым набором элементов, позволяющая реализовать поставленные выше задачи с учетом сформулированных технических требований [104]. Число одновременно диагностируемых турбинных ступеней сказывается на объеме только информационного обеспечения подсистемы, так как для каждой ступени формируется свой собственный набор структурных элементов информационного обеспечения.

Техническое обеспечение в виде измерительно-вычислительного комплекса предназначено для получения первичной информации о временных зависимостях величин газодинамических параметров рабочего тела в процессе эксплуатации влажнопаровой турбины, а также для ее автоматизированной обработки. Оно включает управляющую микроЭВМ и шины передачи данных на различных уровнях в пределах подсистемы технической диагностики. Наиболее удобны электрические и электронные средства измерения, обеспечивающие автоматическую регистрацию измеряемых величин с выводом результатов замеров в форме кодов для преобразования или хране-

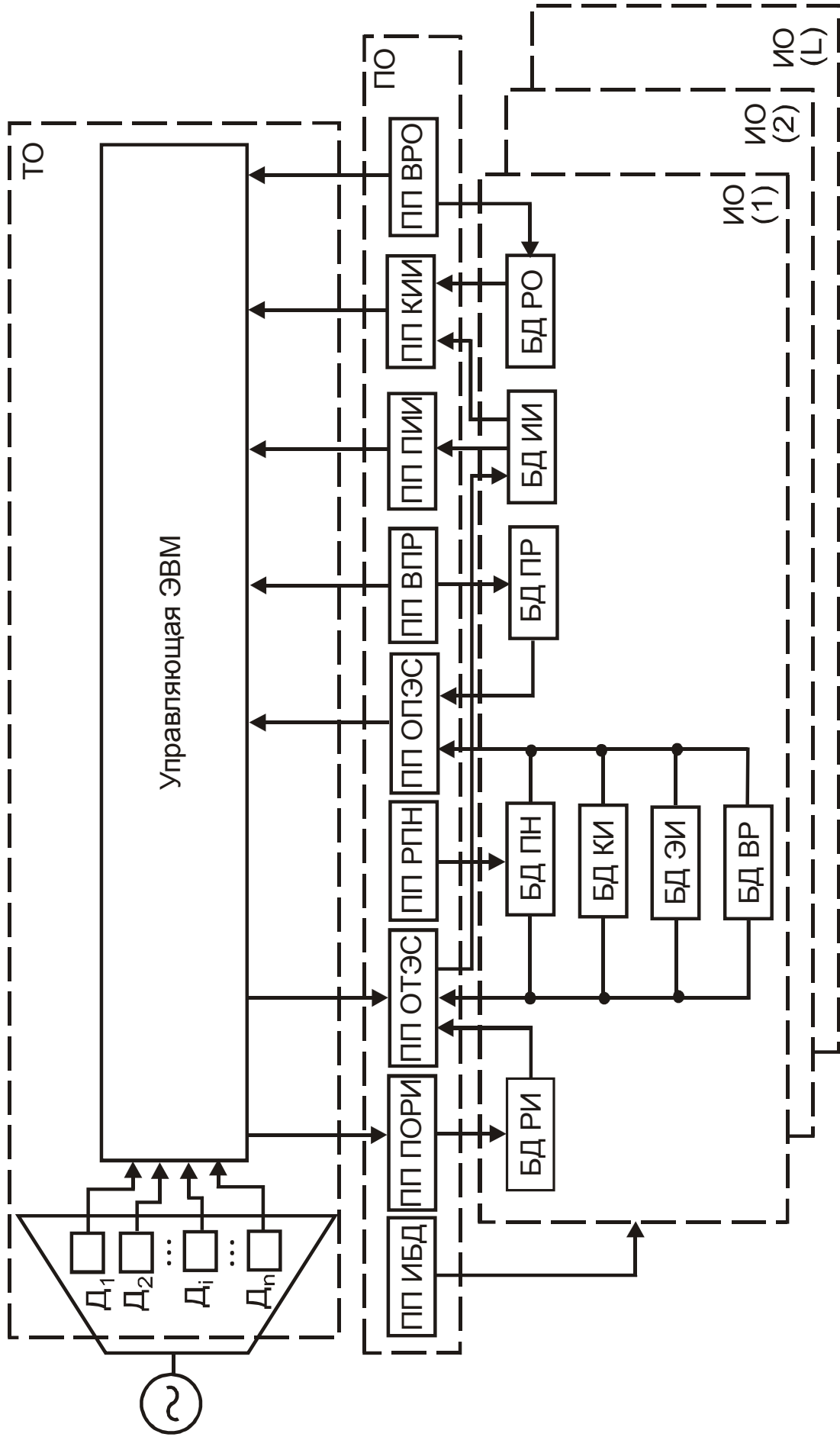


Рис. 220. Функционально-логическая схема подсистемы технической диагностики эрозийного состояния рабочего лопаточного аппарата влажнопаровой турбины

нения на печатающее устройство или цифроаналоговый преобразователь, возможность дистанционного управления работой от ЭВМ и высокую стабильность точности измерений в течение срока службы турбины при достаточной устойчивости к ударам, вибрации и другим воздействиям со стороны рабочего тела и при умеренной стоимости.

Набор средств измерений, задействованных в рамках технического обеспечения подсистемы диагностики, определяется необходимостью оценки относительной продолжительности работы диагностируемой влажнопаровой турбины на каждом из возможных режимов эксплуатации, т.е. необходимостью построения четырехмерного массива $[R]$ (гл. 4). Это требует одновременного контроля за тремя параметрами влажного пара за ступенью - p_2 , T_2 , G и частотой вращения ротора n . Применительно к потребностям оценки эрозионного состояния последних ступеней частей низкого давления могут быть использованы те же средства измерений, которые в настоящее время применяется в диагностических системах паротурбинных установок. Для измерения давления за диагностируемой ступенью - датчики давления на основе тензорезисторных, емкостных или пьезоэлектрических элементов, для измерения температуры - термометры сопротивления с малой тепловой инерцией, для измерения частоты вращения ротора низкого давления - индукционные или фотоэлектрические тахометры.

Дополнительным способом контроля эрозионного состояния лопаточного аппарата могут служить визуальные наблюдения за поверхностными дефектами и изменением их морфологии в процессе эксплуатации турбины путем эндоскопии проточной части влажнопаровой ступени без вскрытия части низкого давления.

Алгоритмическое обеспечение включает методики прогнозирования кинетики количественных показателей эрозии рабочих лопаток, экономичности и надежности влажнопаровой турбинной ступени вследствие изменения формы лопаточных профилей [102]. Их реализация в виде вычислительных программ на одном из алгоритмических языков программирования составляет **программное обеспечение** подсистемы технической диагностики. Оно включает семь отдельных прикладных программ, используемых последовательно на разных этапах функционирования подсистемы:

- предварительной обработки регистрируемой информации (ПП ПОРИ);
- оценки текущего эрозионного состояния (ПП ОТЭС);
- опережающей оценки прогнозируемого эрозионного состояния лопаточного аппарата (ПП ОПЭС);
- представления итоговой информации (ПП ПИИ);
- корректировки итоговой информации (ПП КИИ);
- ввода результатов натурного обследования эрозионного состояния лопаточного аппарата (ПП ВРО);
- ввода прогнозируемого режима эксплуатации влажнопаровой турбины (ПП ВПР).

Работа ПП ПОРИ и ПП ОТЭС осуществляется автоматически под управлением ЭВМ в соответствии с алгоритмом функционирования подсистемы технической диагностики, остальные прикладные программы приводятся эксплуатационным персоналом в действие по мере необходимости путем обращения к соответствующей программе.

Анализ существующих в настоящее время методов прогнозирования эрозионного изнашивания показывает, что большинство из них непосредственно или после предварительной

адаптации не могут быть использованы при разработке технического и программного обеспечения подсистемы диагностики. Принципиальными ограничениями являются детерминистское представление процесса эрозии, осредняющее картину износа и не позволяющее отразить индивидуальные особенности конструкции и режима эксплуатации конкретной влажнопаровой турбинной ступени, а также ограниченная информативность методов, позволяющих прогнозировать не более одного-двух количественных показателей износа поверхности рабочих лопаток без оценки их остаточного ресурса. Лишенными указанных недостатков и наиболее подходящими для разработки на их основе программного обеспечения подсистемы технической диагностики являются разработанные в гл. 4 методы специальной статистической теории каплеударной эрозии, а также представленный в гл. 6 критерий достижения предельного износа рабочих лопаток и метод его расчетной оценки. Возможность оценки диапазона случайного разброса количественных показателей износа рабочих лопаток обеспечивается контролем за N_p выборочными реализациями всего вероятностного семейства кинетических кривых эрозионного износа отдельных лопаток диагностируемой влажнопаровой турбинной ступени. Число реализаций зависит от количества рабочих лопаток ступени. Оно определяется принятым уровнем репрезентативности выборки и величиной микроплощадок дискретизации поверхности лопатки. Рекомендуемое минимальное число реализаций определяется соотношением (1.1).

Информационное обеспечение осуществляет информационную поддержку при функционировании программного обеспечения подсистемы технической диагностики. Оно включает восемь баз разнородных данных:

- регистрируемой информации (БД РИ);
- параметров каплеударного нагружения поверхности рабочих лопаток (БД ПН);
- конструктивной информации о диагностируемой турбинной ступени и рабочем лопаточном аппарате (БД КИ);
- эксплуатационной информации о режимах работы диагностируемой ступени (БД ЭИ);
- возможных решений эксплуатационного персонала в зависимости от уровня эрозионного повреждения лопаточного аппарата (БД ВР);
- итоговой информации о достигнутых величинах количественных показателей эрозии рабочих лопаток (БД ИИ);
- результатов обследования эрозионного состояния рабочего лопаточного аппарата диагностируемой турбинной ступени (БД РО);
- прогнозируемого режима эксплуатации при выполнении оценки остаточного ресурса рабочих лопаток (БД ПР).

Три базы данных (БД КИ, БД ПН и БД ВР) формируются на этапе инсталляции программного обеспечения и в дальнейшем не изменяются, а пять (БД РИ, БД ЭИ, БД ИИ, БД РО и БД ПР) являются переменными. Первоначальное формирование информационного обеспечения - размещение указанных баз данных в памяти управляющей ЭВМ и внесение в них исходной информации - выполняется с помощью сервисной прикладной программы инсталляции баз данных (ПП ИБД).

В БД КИ содержится информация о геометрических характеристиках нескольких опорных сечений по высоте рабочей лопатки (основные размеры участков лопаточных профилей, площади поперечных сечений, моменты и радиусы инерции, положение центров тяжести и изгиба и др.), о геометрии про-

фильной поверхности рабочей лопатки (коэффициенты кубических полиномов сплайн-аппроксимации поверхности между соседними опорными сечениями), об основных размерах проточной части диагностируемой влажнопаровой турбинной ступени (величины корневого и периферийного межвенцового зазора между направляющим аппаратом и рабочим колесом, диаметр корневого сечения рабочей лопатки, длины и хорды профиля лопаток и др.). Размер БД КИ зависит от числа опорных сечений N_{on} и составляет $708N_{on} + 144$ байт внешней памяти управляющей ЭВМ. С целью учета особенностей конструкции диагностируемой турбины БД КИ каждой из них формируется индивидуально, так как включаемые в базу данных размеры проточной части влажнопаровых ступеней и, в первую очередь, величины межвенцовых зазоров должны задаваться по результатам замеров соответствующих размеров после монтажа турбины.

В БД ПН содержится информация о количественных характеристиках законов распределения величин эрозионно-усталостного повреждения \bar{D}_τ и S_{D_τ} отдельных микроплощадок поверхности рабочих лопаток в зависимости от режима эксплуатации. Она формируется с помощью сервисной прикладной программы расчета параметров нагружения (ПП РПН) индивидуально для каждой диагностируемой влажнопаровой турбинной ступени с учетом присущих ей размеров проточной части. Это требует предварительного проведения вариантных расчетов \bar{D}_τ и S_{D_τ} при нескольких различных сочетаниях параметров P_v из диапазона

$$P_v \in [P_{v \min}; P_{v m}]$$

с целью нахождения для каждой микроплощадки поверхности рабочей лопатки нелинейных регрессионных соотношений

$\bar{D}_\tau(p_1, p_2, p_3, p_4)$ и $S_{D_\tau}(p_1, p_2, p_3, p_4)$. Найденные коэффициенты регрессионных моделей \bar{D}_τ и S_{D_τ} для всех $N_{пл}$ микроплощадок поверхности рабочей лопатки хранятся в БД ПН. Необходимый объем внешней памяти ЭВМ для ее размещения составляет $6N_{пл}(N_p + 45)$ байт.

В БД ВР содержится перечень возможных реакций эксплуатационного персонала в зависимости от достигнутого уровня эрозионного состояния.

В БД ЭИ содержится регулярно обновляемая информация о достигнутом уровне эрозионного состояния. Для каждой из N_p контролируемых выборочных реализаций вероятностного семейства кинетических кривых эрозии лопаток диагностируемой ступени она включает:

- массу потерянного материала, удельные экономические потери от эксплуатации эродированной рабочей лопатки и остаточные ресурсы лопатки по экономическому и техническому критериям достижения предельного износа;
- глубину износа поверхности в текущий и предыдущий моменты времени оценки эрозионного состояния (во всех расчетных микроплощадках поверхности рабочей лопатки);
- уменьшение хорды профиля (во всех слоях по высоте рабочей лопатки);
- шесть низших собственных частот изношенной рабочей лопатки.

Размер БД ЭИ зависит от числа микроплощадок $N_{пл}$ и реализаций N_p и занимает $6N_{пл}N_p$ байт внешней памяти управляющей ЭВМ.

В БД ИИ находится итоговая информация для эксплуатационного персонала о достигнутом уровне эрозионного состояния рабочего лопаточного аппарата, непосредственно предна-

значенная к выводу на экран монитора управляющей ЭВМ для визуального просмотра или на принтер для документирования процесса эрозионного изнашивания диагностируемой турбинной ступени. Она содержит сведения о пределах разброса основных количественных показателей эрозии рабочих лопаток - минимальные, средние и максимальные значения уменьшения хорды профиля и ширины зоны эрозии в наиболее изношенном сечении, длины зоны износа, веса потерянного материала, четырех низших собственных частот колебаний, остаточного ресурса, подсчитанного отдельно по экономическому и техническому критериям достижения предельного износа.

8.3. Схема функционирования подсистемы диагностики

Алгоритм функционирования подсистемы технической диагностики предусматривает непрерывный контроль режима работы влажнопаровой турбины и периодическую оценку достигнутого эрозионного состояния и остаточного ресурса рабочего лопаточного аппарата через каждые $\Delta T_p = 1000$ ч (1,5...3,0 календарных месяца в зависимости от назначения паротурбинной установки).

Контроль режима выполняется путем регистрации датчиками величин параметров P_v через равные промежутки времени $\Delta \tau_p$ и обработки полученной информации с помощью ПП ПОРИ с занесением результата в хранящейся в БД РИ массив режимов $[R]$. Массив хранится в БД РИ и постоянно находится в оперативной памяти управляющей ЭВМ. Размер БД РИ зависит от степени детализации режимов эксплуатации (от числа интервалов k_v) и составляет

$$6 \prod_{v=1}^{v=4} k_v$$

байт. Обработка включает определение режима и увеличение соответствующего элемента массива $R_{kln\mu}$ на единицу. Формирование массива $[R]$ выполняется заново для каждого интервала времени ΔT_p между двумя последовательными моментами оценки эрозионного состояния влажнопаровой турбинной ступени. Массив содержит информацию о длительности эксплуатации влажнопаровой турбины на различных режимах в течение текущего интервала времени ΔT_p . Относительная доля работы турбины на произвольном режиме $R_{kln\mu}$ составляет

$$p(R_{kln\mu}) = \frac{\Delta \tau_p}{\Delta T_p} R_{kln\mu},$$

а абсолютная наработка –

$$\tau(R_{kln\mu}) = \Delta T_p p(R_{kln\mu}).$$

Периодическая оценка достигнутого уровня эрозионного состояния лопаточного аппарата выполняется с помощью ПП ОТЭС. В ее основе лежит расчет для всех N_p контролируемых выборочных реализаций текущей глубины износа микроплощадок рабочих лопаток по известным глубине эрозионного износа в момент проведения предыдущей оценки эрозионного состояния и массиву режимов эксплуатации влажнопаровой турбины за прошедшие ΔT_p часов. В пределах произвольной ij -й микроплощадки η -й выборочной реализации достигнутая глубина износа составляет

$$E_{ij\eta}(\tau) = E_{ij\eta}(\tau - \Delta T_p) + \sum_{k=1}^{k=k_1} \sum_{l=1}^{l=k_2} \sum_{n=1}^{n=k_3} \sum_{\mu=1}^{\mu=k_4} \tau(R_{kln\mu}) \dot{E}_{kln\mu}(N_{ij\eta}),$$

а средняя скорость ее возрастания –

$$\dot{E}_{ij\eta}(\tau) = \frac{1}{\Delta T_p} \sum_{k=1}^{k=k_1} \sum_{l=1}^{l=k_2} \sum_{n=1}^{n=k_3} \sum_{\mu=1}^{\mu=k_4} \tau(R_{kln\mu}) \dot{E}_{kln\mu}(N_{ij\eta}),$$

где $\dot{E}_{kln\mu}(N_{ij\eta})$ - скорость износа материала с уровнем эрозивной стойкости $N_{ij\eta}$ при условиях каплеударного нагружения режима $R_{kln\mu}$, определяемая в соответствии с методикой гл.4.

В зависимости от известных $E_{ij\eta}$ по методикам гл. 4 определяются остальные помещаемые в БД ЭИ количественные показатели эрозивного состояния рабочего лопаточного аппарата, а в соответствии с методикой гл. 6 - остаточный ресурс рабочих лопаток по экономическому и техническому критериям достижения предельной степени эрозивного износа.

На заключительном этапе оценки уровня эрозивного состояния ПП ОТЭС выполняет статистическую обработку значений основных количественных показателей эрозии рабочего лопаточного аппарата по данным их расчета для N_p контролируемых выборочных реализаций и формирование БД ИИ. Статистическая обработка предполагает нахождение для каждого показателя эрозии X_i выборочного среднего и стандартного отклонения с последующим определением предельных значений диапазона случайного разброса показателя у рабочих лопаток диагностируемой влажнопаровой турбинной ступени:

$$X_{imin} = \bar{X}_i + U_{p=1/z_2} S_{xi} \leq X_i \leq X_{im} = \bar{X}_i + U_{p=1-1/z_2} S_{xi}.$$

По мере необходимости, итоговая информация может быть выведена из БД ИИ для визуального просмотра на монитор управляющей ЭВМ или для документирования на принтер путем обращения к ПП ПИИ. Форма ее представления на экране монитора и бумажном носителе представлена на рис. 221.

Опережающая вероятностная оценка эрозивного состояния рабочих лопаток на произвольно заданный период времени

ΔT_n выполняется только при специальном обращении к ПП ОПЭС. Предусмотрено выполнение прогноза как при условии сохранения того же режима эксплуатации влажнопаровой турбины в течение прогнозируемого срока, что и в течение последних ΔT_p часов, так и при отличном от него. В последнем случае перед обращением к ПП ОПЭС необходимо предварительное обращение к ПП ВПР. С ее помощью в БД ПР вводится информация о прогнозируемом режиме эксплуатации турбины - массив режимов $[R]$, каждый элемент которого задается в зависимости от требуемой относительной доли работы турбины на режиме

$$R_{kln\mu} = \Delta T_p p(R_{kln\mu}).$$

В целом, алгоритм ПП ОПЭС аналогичен алгоритму ПП ОТЭС, а имеющиеся отличия не носят принципиального характера. Состав и форма представления итоговой информации об ожидаемом эрозионном состоянии лопаточного аппарата через ΔT_n часов эксплуатации соответствует ПП ПИИ (рис. 221).

Во время остановов влажнопаровой турбины или проведения ремонтных мероприятий предусматривается сбор информации о реальном эрозионном состоянии лопаточного аппарата диагностируемой турбинной ступени. При различии реальных и расчетных итоговых количественных показателей эрозии рабочих лопаток на 10...20 % и более в дальнейшем необходима корректировка результатов, получаемых с помощью ПП ОТЭС. За время эксплуатации турбины такая корректировка может быть произведена неограниченное число раз. Основными причинами несоответствия реальных и расчетных показателей эрозии лопаточного аппарата являются дискретность опроса датчиков и представления режима эксплуатации турбины матрицей $[R]$, погрешность средств измерений и реа-

| ЭРОЗИОННОЕ СОСТОЯНИЕ ЛОПАТОЧНОГО АППАРАТА ТУРБИНОЙ СТУПЕНИ № _____ после 70000 ч эксплуатации | | | | |
|---|------------------|----------|---------|----------|
| Показатель эрозии | Размер- ность | Величина | | |
| | | минимум | средняя | максимум |
| Уменьшение хорды профиля | мм | 4,0 | 5,4 | 6,8 |
| Длина зоны износа | мм | 50 | 56 | 62 |
| Длина зоны разрушения входной кромки | мм | 25 | 30 | 35 |
| Ширина зоны износа | мм | 7,0 | 9,5 | 11,5 |
| Вес изношенного материала | г | 6,9 | 8,8 | 10,8 |
| Частоты лопаток | | | | |
| 1 частота | Гц | 113 | 118 | 124 |
| 2 частота | Гц | 250 | 258 | 267 |
| 3 частота | Гц | 481 | 492 | 504 |
| 4 частота | Гц | 838 | 854 | 872 |
| 5 частота | Гц | 902 | 931 | 968 |
| 6 частота | Гц | 1124 | 1175 | 1229 |
| Остаточный ресурс | ч | -2500 | 6430 | 15342 |

РЕКОМЕНДАЦИИ ПЕРСОНАЛУ

Необходима замена 4-х наиболее изношенных лопаток

Рис. 221. Форма представления результатов оценки эрозийного состояния диагностируемой ступени

лизированных в программном обеспечении методов расчета газодинамики ступеней на частичных режимах, движения капельной влаги на входе в рабочее колесо, параметров каплеударного нагружения и показателей эрозийного износа. Получение информации производится путем обмера характерных размеров зон эрозии на поверхности N_p лопаток. При этом у рабочих лопаток, порядковые номера которых в ступени при первом обследовании выбраны с помощью датчика случайных чисел, измеряются и вносятся в специальную карту обследования четыре размера (рис. 222): длины зон эрозийного повреждения поверхности $I_э$ и износа входной кромки $I_{эp}$, наибольшее

КАРТА

обследования эрозионного состояния лопаточного аппарата
ступени № _____ после _____ ч эксплуатации

| № п/п | № лопатки в ступени | Значения измеряемых параметров, мм | | | |
|------------------------|------------------------|------------------------------------|----------------|-----------------|-----------------------|
| | | $\Delta b_{\text{э}}$ | $l_{\text{э}}$ | $l_{\text{эр}}$ | $\Delta a_{\text{э}}$ |
| 1 | | | | | |
| 2 | | | | | |
| 3 | | | | | |
| ... | | | | | |
| Среднее | | | | | |
| Минимальное | | | | | |
| Максимальное | | | | | |
| Стандартное отклонение | | | | | |

Рис. 222. Карта обследования эрозионного состояния диагностируемой турбинной ступени

уменьшение хорды профиля $\Delta b_{\text{э}}$, наибольшая ширина зоны эрозионного повреждения поверхности $\Delta a_{\text{э}}$ вдоль оси турбинной ступени. При обращении к ПП ВРО выполняется статистическая обработка данных замеров, в результате которой определяется и вносится в БД РО необходимая для корректировки результатов функционирования ПП ОТЭС информация - минимальные, средние и максимальные значения, а также стандартные отклонения реальных размеров зон эрозии. В дальнейшем, при каждом обращении к ПП ПИИ автоматически подключается ПП КИИ для предварительной подготовки выводимой информации. С ее помощью итоговая расчетная информация из БД ИИ об эрозионном состоянии лопаточного аппарата изменяется пропорционально выявленным при обследовании различиям между реальными и расчетными показателями износа рабочих лопаток и только затем ПП ПИИ выводит ее на монитор или принтер управляющей ЭВМ.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Опыт эксплуатации влажнопаровых турбин на тепловых, атомных и геотермальных электростанциях, а также в составе приводных энергетических установок показывает, что процесс эрозионного изнашивания характерных конструктивных элементов их проточных частей имеет выраженный вероятностный характер. Он формируется как результат естественного статистического разброса широкой номенклатуры эрозионнозначимых факторов – конструктивных размеров и механических свойств материалов элементов турбинных ступеней, параметров потока рабочего тела и эрозионноопасных фаз. Эта особенность явления эрозии требует своего обязательного отражения во вновь разрабатываемых методах проектирования потенциально предрасположенных к изнашиванию элементов современных влажнопаровых турбин, а также должна учитываться при планировании противоэрозионных защитных мероприятий как на этапе конструирования, так и на этапе эксплуатации турбомашин.

Анализ данных натурного обследования турбин разных типоразмеров и функционального назначения показывает, что вероятностный разброс показателей эрозии и эрозионнозначимых факторов выражается различными типами законов распределения (до восьми типов), хотя наиболее часто встречающимися являются нормальный и логнормальный законы. Типы законов устойчивы и могут считаться характеристикой конкретных показателей эрозии конструктивных элементов, не зависящей от продолжительности и режима эксплуатации влажнопаровых турбин, конструктивных особенностей проточных частей и способов поверхностного противоэрозионного упрочнения.

Разработанная единая вероятностная теория эрозионного изнашивания проточных частей паровых турбин в условиях многократного ударного воздействия потоков эродента является логически завершенной и доведена до уровня использования при решении конкретных проектных и эксплуатационных задач. Ее состав ограничен механическими видами эрозионного разрушения с наибольшей детализацией различных сторон каплеударной эрозии. Единая теория имеет высокую степень информативности, обеспечивая вероятностное прогнозирование кинетики широкого перечня показателей износа всей совокупности потенциально эрозионноопасных конструктивных элементов.

Трехуровневая структура единой теории эрозии позволяет реализовать два важнейших методологических принципа – модульность и открытость. Модульность обеспечивается созданием замкнутых структурных элементов – математических моделей и методов, унифицированных по составу и форме представления исходной и выходной информации с элементами своего и соседнего уровней. Следствием является реализация принципа открытости теории – возможности ее расширения для учета других видов изнашивания и других конструктивных элементов путем включения методологически единообразных структурных элементов различных уровней.

Единство различных видов изнашивания в рамках единой вероятностной теории эрозии паровых турбин достигается выделением общих черт и формализацией кинетики повреждения материала в виде конечной нестационарной цепи А.А.Маркова с использованием общего математического аппарата – аппарата теорий вероятности, математической статистики и случайных процессов.

Учет специфических черт механизмов повреждения поверхностных слоев конструктивных элементов, связанных с воздействием отдельных частиц и потока в целом, на основе статистических феноменологических моделей механических видов эрозии приводит к структурно единообразным функциональным зависимостям связи параметров ударного нагружения от величины эрозионно-усталостного повреждения локальных микрообъемов эродирующих элементов.

Рассмотренные в работе методы пассивной защиты поверхности эродирующих конструктивных элементов влажнопаровых ступеней, научные основы которых базируются на положениях единой вероятностной теории паровых турбин, способны обеспечить требуемый уровень надежности эксплуатации и их можно рекомендовать для разработки комплекса мероприятий по снижению негативных последствий эрозионного изнашивания турбинного оборудования, а также и других типов промышленного оборудования – судового и авиационного. Предложенные методики выбора конструктивных параметров покрытий и распределения микротвердости по глубине позволяют повысить эрозионную стойкость упрочненных конструктивных элементов: за счет рационального назначения степени упрочнения материала – до 4...10 раз, за счет рационального выбора параметров микрогеометрии поверхности раздела материалов и толщины покрытия – до 3...4 и 2...3 раз соответственно. Разработанные принципы формирования стратегии замен предельно эродированных лопаток и ее оптимизации с определением распределения во времени моментов выполнения замен, числа удаляемых лопаток и объема запасных элементов позволяют в 2,5..3 раза снизить величину падения коэффициента полезного действия эродирующих ступеней (у современных

208

турбин она может достигать 5...9 %) и исключить возможность нарушения вибрационной отстройки рабочих лопаток из-за изменения низших собственных частот колебаний. Селективный подход к созданию стеллитовой защиты рабочих лопаток позволяет уменьшить длину зоны износа входных кромок в среднем в 1,5...2,7 раза, а падения коэффициента полезного действия и мощности эродирующих ступеней – в 2...7 раз. Методики выбора эрозионнобезопасной конфигурации роторных конструктивных элементов и ширины межвенцового зазора ступени позволяют снизить гидроабразивную эрозию элементов проточной части турбин и каплеударную эрозию входных кромок рабочих лопаток при незначительном, на 0,1...0,3 % увеличении массогабаритных показателей турбоагрегата. Методика определения степени эрозионной опасности различных переменных и переходных режимов эксплуатации влажнопаровых турбин может быть использована для планирования рационального графика работы турбоустановок, обеспечивающего наименьшее эрозионное повреждение конструктивных элементов проточной части.

Разработанная подсистема технической диагностики эрозионного состояния лопаточного аппарата влажнопаровых ступеней обеспечивает выполнение непрерывного контроля работающей турбины без вскрытия проточной части, предоставляя текущую информацию о средних значениях и диапазонах разброса показателей эрозии и остаточного ресурса рабочих лопаток. Наличие экспертной системы с элементами искусственного интеллекта позволяет давать рекомендации обслуживающему персоналу по срокам и объему необходимого ремонта.

ПРИЛОЖЕНИЕ

ОЦЕНКА РАСХОДНЫХ ПАРАМЕТРОВ ПОТОКОВ ВТОРИЧНЫХ КАПЕЛЬ, ОБРАЗУЮЩИХСЯ ПРИ РАЗБРЫЗГИВАНИИ ПЛЕНОК ЖИДКОСТИ В ПРОЦЕССЕ ВЗАИМОДЕЙСТВИЯ С КАПЛЯМИ ВЛАГИ

В зависимости от угла и скорости подлета капли к площадке F_{nl} возможен либо ее переход в пленку жидкости на поверхности рабочей лопатки, либо рикошетирование с подъемом в поток влажного пара и дальнейшим движением в межлопаточном канале рабочего колеса. Анализ приведенных в [194] опытных данных позволяет предложить эмпирическое соотношение, выражающее условие рикошетирования. Для капель μ -й фракции оно будет иметь место, если их относительная скорость в точке соударения

$$\frac{(v'_{\mu})_{nl} \mu'}{\sigma} < \begin{cases} 2,72 \left(1 - \frac{We}{3}\right) + 0,53 [\varphi_{зр} - (\varphi_{\mu})_{nl}]^{0,5}, & (\varphi_{\mu})_{nl} \leq \varphi_{зр} \\ 2,72 \left(1 - \frac{We}{3}\right) + [39,7 + We(23,5We - 56,9)] \times & (П.1) \\ \times [(\varphi_{\mu})_{nl} - \varphi_{зр}]^2, & (\varphi_{\mu})_{nl} > \varphi_{зр}, \end{cases}$$

где $\varphi_{зр} = 0,77 + 0,08We$ эмпирический коэффициент; We - число Вебера, вычисляемое по зависимости

$$We = (v'_{\mu})_{nl}^2 r_{к\mu} \frac{\rho}{\sigma}.$$

Фракции капель, удовлетворяющих данному условию, должны быть исключены из-под знака суммы в зависимости (5.13) как не оседающие на поверхность рабочих лопаток.

Согласно данным [195], переход капель в пленку жидкости уже при малых нормальных составляющих скоростей соударения менее 10 м/с сопровождается разбрызгиванием пленки с образованием полидисперсной структуры: вторичных крупных лидирующих капель и более мелких капель-спутников. Благодаря тормозящему действию окружающей паровой среды скорость вторичных капель, максимальная в начальный момент вылета, снижается. Поверхность рабочей лопатки догоняет эти капли, вследствие чего происходит их новое взаимодействие с пленкой жидкости при значительно меньших относительных скоростях соударения, чем в случае первичных капель. Одна часть вторичных капель наибольших размеров опять оказывается в пределах площадки F_{nl} , а другая, состоящая из более мелких капель, сносится потоком влажного пара за пределы площадки. Тем самым формируется определенное значение расхода $(g'_{\delta 1})_{nl}$. Унесенные вторичные капли в основной своей массе также оседают на поверхность рабочей лопатки в пределах площадок F_{ik} ($i > n$), формируя для них выражаемый расходом $(g'_{\delta 2})_{nl}$ дополнительный приток осевшей влаги.

Представляет интерес расчетная оценка величин $(g'_{\delta 1})_{nl}$ и $(g'_{\delta 2})_{nl}$ применительно к условиям течения влажного пара в турбинной ступени. С этой целью разработан алгоритм выполнения указанной оценки, в основу которого положена следующая система допущений:

- криволинейная поверхность лопатки заменяется плоской поверхностью, покрытой жидкой пленкой толщиной $\delta_{пл}$;
- влияние бинарного подслоя на движение вторичных капель в первом приближении не учитывается;
- удар капель является нормальным;

- начальные параметры движения вторичных капель удовлетворяют соответствующим эмпирическим соотношениям, полученным по результатам экспериментальных исследований низкоскоростных ударов одиночных капель;

- функция распределения массы вторичных капель по размерам аппроксимируется уравнением Розина-Раммлера

$$\frac{m(r_{6v})}{\sum m(r_{6v})} = 1 - \exp \left[-164 \left(\frac{r_{6v}}{r_{к\mu}} \right)^3 \right].$$

В силу указанных допущений, в первую очередь, второго, а также неопределенности степени адекватности двух последних допущений применительно к условиям влажнопаровых турбинных ступеней, расчетную оценку следует рассматривать как основу для качественного анализа величин $(g'_{61})_{nl}$ и $(g'_{62})_{nl}$ и влияния на них различных параметров потоков влажного пара и капельной влаги. Скорость парового потока по длине пластины принята постоянной и равной скорости обтекания лопаточного профиля для соответствующей площадке F_{nl} точки профильной поверхности рабочей лопатки. Вдоль оси u она принята переменной: эпюра $W(u)$ определяется в соответствии с [41].

В основе расчета лежит прямое статистическое моделирование случайного процесса каплеударного нагружения соответствующей расчетной площадке F_{nl} точки профиля рабочей лопатки, исходя из предварительно найденных кинематических и расходных параметров воздействующего потока капельной влаги и его дисперсности. Расчетная схема приведена на рис. 223. Алгоритм включает моделирование в течение промежутка времени $\Delta\tau$ поочередного соударения полидисперсных первичных капель влаги с поверхностью площадки F_{nl} и определение вклада образующихся вторичных капель в суммарную

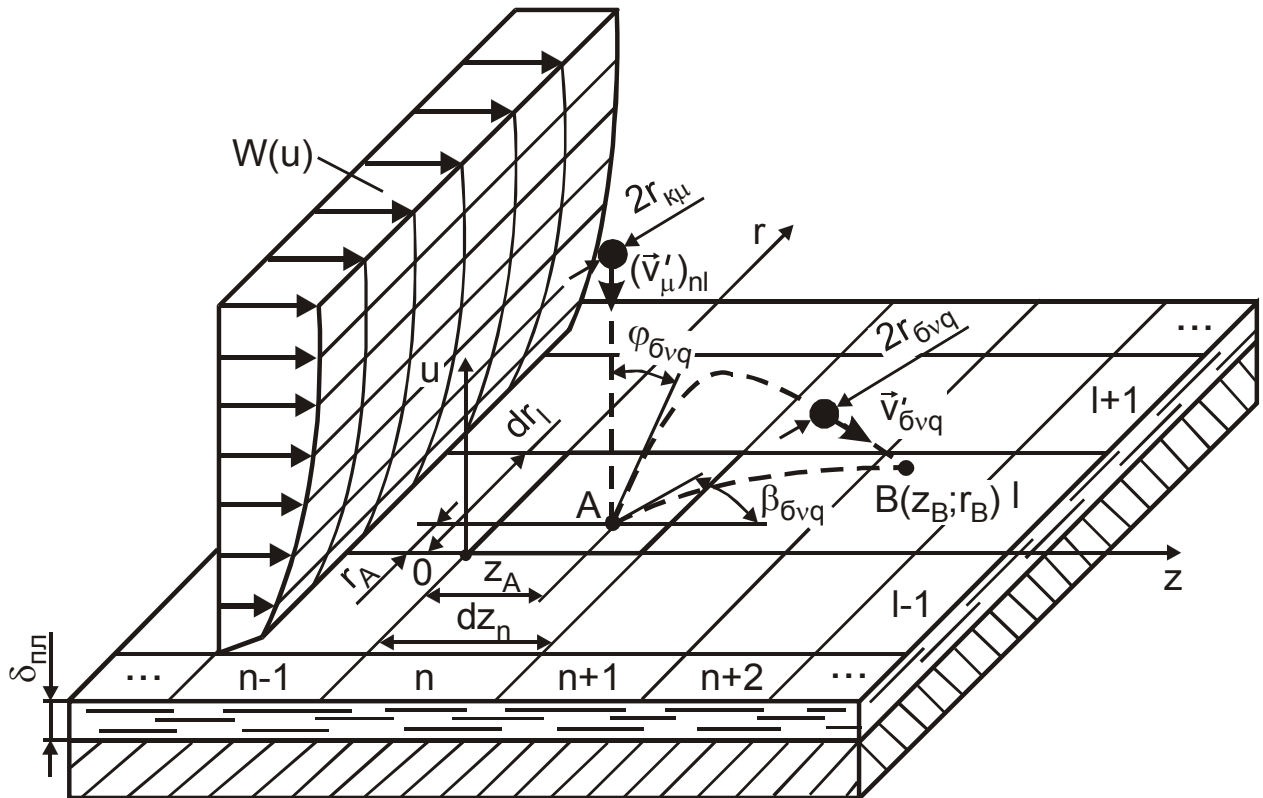


Рис. 223. Расчетная схема относительного движения вторичных капель вблизи поверхности рабочей лопатки

величину потерянной площадкой F_{nl} массы жидкости. При этом, для каждой первичной капли необходимо выполнение следующих действий.

1. Задание случайным образом радиуса $r_{кμ}$ в соответствии с законом распределения массы капель по размерам типа (5.6) и координат точки соударения $A(z_A; r_A)$.

2. Определение количества вторичных капель N , образующихся при ударе первичной капли со скоростью $(v'_μ)_{nl}$ [159]

$$N = 3,71 \cdot 10^{-6} \frac{We^{2,9}}{Re^{0,2}} \left(\frac{\delta_{пл}}{r_{кμ}} \right)^{0,5},$$

где We, Re - числа Вебера и Рейнольдса, подсчитанные по зависимостям

$$We = 2 \frac{\rho'}{\sigma} (v'_μ)^2 r_{кμ}, \quad Re = \frac{2}{v'} (v'_μ) r_{кμ}.$$

При характерных уровнях нормальной составляющей соударения первичных капель максимально возможных размеров количество вторичных капель велико составляя $10^6 \dots 10^8$, тогда как среднемассовый их радиус примерно в 237 раз меньше радиуса первичных капель и не превышает $0,2 \dots 0,6$ мкм.

3. По размеру общее число N вторичных капель разделяется на $10 \dots 12$ фракций, а угол вылета $\beta_{\sigma} \in [0; 2\pi]$ - на $60 \dots 180$ секторов с углом раскрытия $\Delta\beta = 2^\circ \dots 6^\circ$. Поочередно для каждой ν -й фракции капель числом n_ν случайным образом задается число вылетевших в створе q -го сектора (имеющих угол вылета $\beta_{\sigma\nu q} \in [(\nu-1)\Delta\beta; \nu\Delta\beta]$) вторичных капель $n_{\nu q}$. Скорости вылета группы капель $n_{\nu q}$ согласно [159]:

- для лидирующих капель

$$\mathbf{v}'_{\sigma\nu q}(\mathbf{A}) = 0,1304 (\mathbf{v}'_{\mu})_{nl} \frac{r_{k\mu}}{\delta_{пл}}$$

- для капель-спутников

$$\mathbf{v}'_{\sigma\nu q}(\mathbf{A}) = 0,0776 (\mathbf{v}'_{\mu})_{nl} \frac{r_{k\mu}}{\delta_{пл}}$$

4. Для каждой группы вторичных капель определяется траектория движения путем интегрирования уравнения движения типа (5.4) при начальных условиях

$$\mathbf{z}(0) = \mathbf{z}_A; \quad \mathbf{r}(0) = \mathbf{r}_A; \quad \mathbf{u}(0) = 0; \quad \dot{\mathbf{z}}(0) = \mathbf{v}'_{\sigma\nu q}(\mathbf{A}) \cos \beta_{\sigma\nu q};$$

$$\dot{\mathbf{r}}(0) = \mathbf{v}'_{\sigma\nu q}(\mathbf{A}) \sin \beta_{\sigma\nu q}; \quad \dot{\mathbf{u}}(0) = \mathbf{v}'_{\sigma\nu q}(\mathbf{A}) \cos \varphi_{\sigma\nu q}$$

с учетом действующих на капли центробежной силы и силы Кориолиса определяются координаты точки соударения $\mathbf{B}(\mathbf{z}_B; \mathbf{r}_B)$ и ее принадлежность площадке F_{ik} .

В результате, отнесенная к промежутку времени $\Delta\tau$ масса всех образовавшихся вторичных капель, координаты соударения которых $\mathbf{z}_B \in [0; d\mathbf{z}_n]$ и $\mathbf{r}_B \in [0; d\mathbf{r}_l]$, определяет искомую

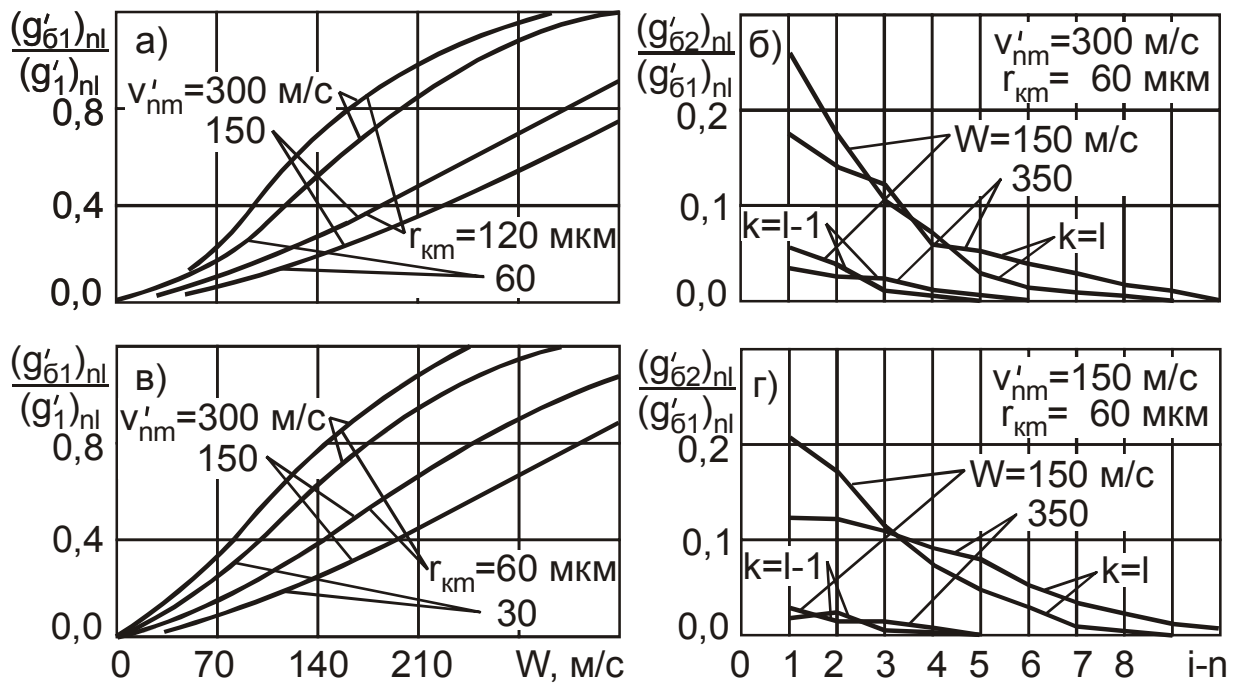


Рис. 224. Расходы вторичных капель в зависимости от скорости потока влажного пара и параметров соударения первичных капель при $\delta_{пл} = 20$ мкм и $dz_n = dr_l = 1$ мм: а, б - 5 ступень цилиндра низкого давления К-300-240 ЛМЗ; в, г - 15 ступень ГТА а/л "Ленин"

величину расхода $(g'_{б1})_{nl}$. Массы вторичных капель, осевших в пределах различных площадок F_{ik} будут определять для них искомые величины $(g'_{б2})_{nl}$.

В качестве примера, на рис. 224 приведены количественные значения указанных величин в зависимости от основных параметров потока влажного пара применительно к последним ступеням турбин К-300-240 ЛМЗ и ГТА а/л «Ленин» (соответствующие данные для судовой турбины приведены в скобках). Расчетная площадка F_{nl} соответствует точке поверхности профиля на расстоянии 2,0 (3,0) мм от плоскости входных кромок и 940 (220) мм от корневого сечения рабочих лопаток. Для указанной площадки вторичные капли имеют параметры:

- начальная скорость вылета лидирующих капель 255 (135) м/с;

- начальная скорость вылета капель-спутников 150 (80) м/с;
- среднемаассовый радиус вторичных капель 0,55 (0,24) мкм;
- радиус 3,6 (1,6) мкм при вероятности образования капель больших размеров 1%;
- радиус 5,5 (2,4) мкм при вероятности образования капель больших размеров 0,1%.

Увеличение скорости набегающего потока влажного пара, нормальной составляющей скорости соударения и размера первичных капель обуславливает плавный рост расхода уносимых вторичных капель, который при некотором сочетании указанных параметров начинает превышать расход поступающих на поверхность рабочих лопаток первичных капель. Количественный вид функций $(g'_{61})_{nl} / (g'_1)_{nl} \sim f(W)$ при равных v'_{nm} и r_{km} индивидуален для конкретной турбинной ступени: при $r_{km} = 60$ мкм для $v'_{nm} = 150$ и 300 м/с относительный расход уносимых вторичных капель во всем исследованном интервале скоростей набегающего потока влажного пара W оказывается выше у влажнопаровой ступени судовой турбины. Возможная причина - более высокая относительная скорость вылета вторичных капель $v'_{6m}(A)/U = 0,74$ по сравнению с 0,48 для К-300-240 ЛМЗ и, следовательно, большая относительная продолжительность времени пребывания в потоке влажного пара до момента осаждения на поверхность рабочей лопатки. Это подтверждают и данные рис. 224, б, г: у судовой турбины более равномерное распределение расходов $(g'_{62})_{ik}$ по мере удаления от расчетной площадки F_{nl} и более высокая доля полностью унесенных капель

$$1 - \sum_i \sum_k \frac{(g'_{62})_{ik}}{(g'_{61})_{nl}} = 0,12$$

против 0,09 у К-300-240 ЛМЗ. Основная доля расхода $(g'_{61})_{nl}$ приходится на расположенные по потоку влажного пара пло-

щадки F_{ik} того же ряда $l = k$:

$$\frac{\sum_i (g'_{62})_{ik} |_{k=l}}{\sum_i (g'_{62})_{ik} |_{k=l+1}} = 5,0 \dots 6,5.$$

Суммарный расход g'_{nl} остающейся в пределах площадки F_{nl} влаги определяется балансом массовых расходов поступающих первичных и вторичных от соседних площадок F_{ik} капель и удаляемых с F_{nl} вторичных капель. Он зависит от положения расчетной площадки на пластине или, что эквивалентно, на профильной поверхности рабочей лопатки. С удалением от переднего края пластины наблюдается начальный участок, характеризующийся плавным увеличением g'_{nl} до некоторого установившегося значения, меньшего 1,0 (рис. 225). При высоких

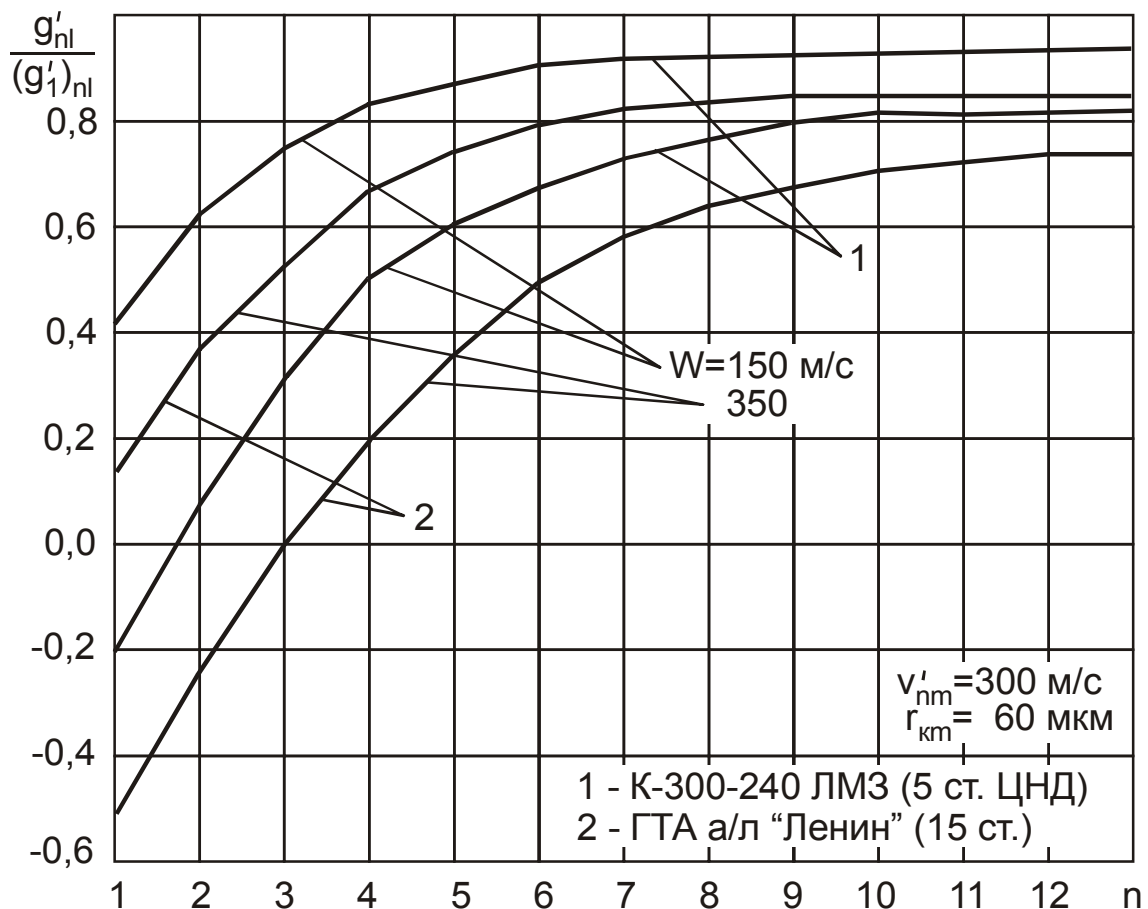


Рис. 225. Зависимость суммарного расхода поступающей влаги от положения расчетной площадки относительно края пластины

скоростях соударения и набегающего потока влажного пара в пределах начального участка возможно наличие зоны отрицательных значений $g'_{nl} / (g'_1)_{nl}$, т.е. превышения расходом удаляемых вторичных капель расхода поступающих на поверхность площадки первичных капель. Применительно к рабочим лопаткам указанная разница в расходах может компенсироваться влагой, перемещающейся в виде жидкой пленки из ниже расположенных областей профильной поверхности лопатки. Это свидетельствует о том, что действие специфического механизма перераспределения влаги и толщины пленки вдоль профильной поверхности рабочих лопаток в результате ее разбрызгивания наиболее интенсивно проявляется в районе входной кромки.

Оценка качественного соответствия результатов расчета по предложенной методике с приведенными в [144] экспериментальными данными о величинах отношения массы капель, оставшихся на неподвижной смоченной пластине, к их массе до удара может быть выполнена с помощью рис. 226. Принципиальные отличия в условиях проведения эксперимента по сравнению с расчетом (отсутствие вращения пластины и сносящего воздействия потока влажного пара) не позволяют судить о количественном соответствии эмпирических и расчетных данных, однако качественная форма графиков $1 - (g'_{b1})_{nl} / g'_{nl}$ является доводом в пользу утверждения об их феноменологическом соответствии. Это говорит о плодотворности предложенного методического подхода к проблеме оценки количественных характеристик процесса разбрызгивания жидкой пленки на поверхности конструктивных элементов проточной части влажно-паровых турбинных ступеней под воздействием ударов капель влаги. Оставаясь в его рамках необходимо уточнение лишь рас-

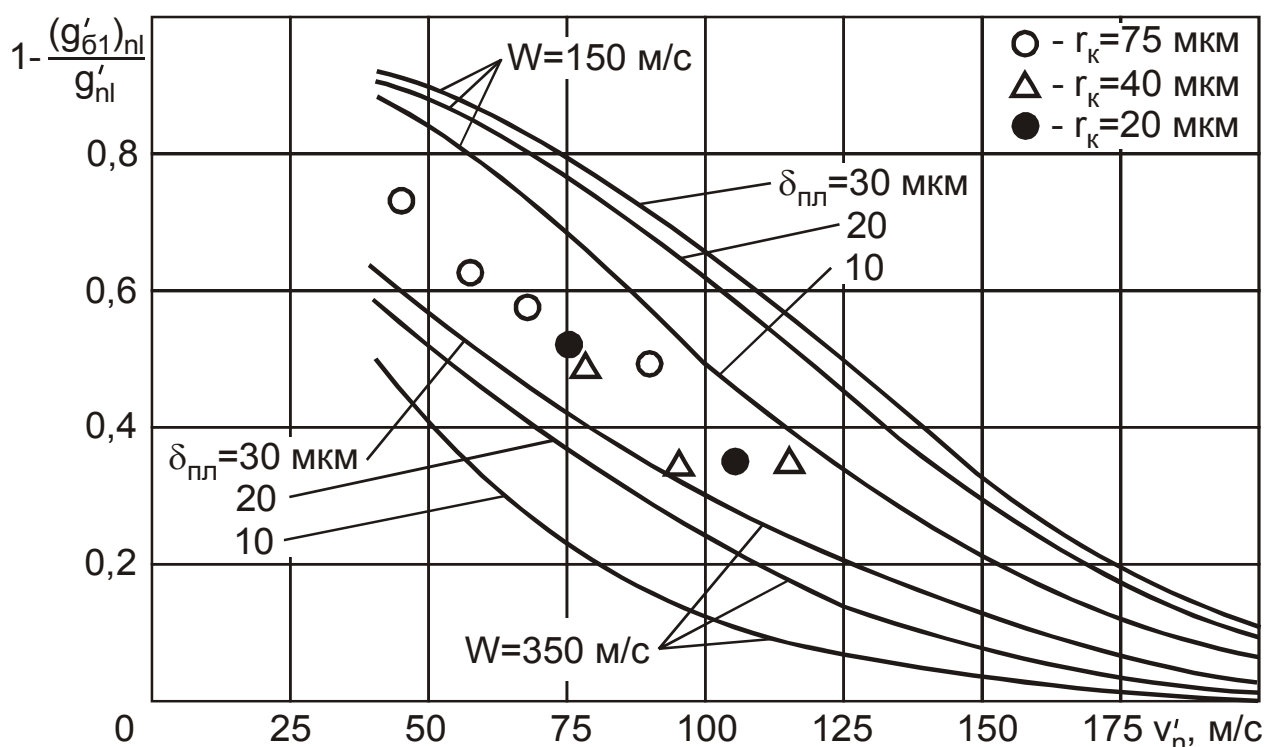


Рис. 226. Доля осажденных монодисперсных капель $r_k = 75$ мкм при соударении со смоченной пластиной

четных соотношений для определения параметров вылета вторичных капель по данным экспериментальных исследований.

Для проволочных демпферных связей схема оценки используемых в расчетах по зависимости (5.32) расходов вторичных капель $(g'_{b1})_{nl}$ и $(g'_{b2})_{ik}$ принципиально аналогична представленной выше для подобной оценки этих величин применительно к рабочим лопаткам за исключением:

- 1) представления площадок F_{nl} участками цилиндрической поверхности радиуса r_b ;
- 2) замены потока влажного пара постоянной по длине пластины скорости на поток влажного пара переменной скорости, изменение которой определяется решением плоской задачи газодинамики обтекания одиночного цилиндра.

Представление о закономерностях изменения относительного расхода $(g'_{b1})_{nl} / g'_{nl}$ в зависимости от положения расчетной

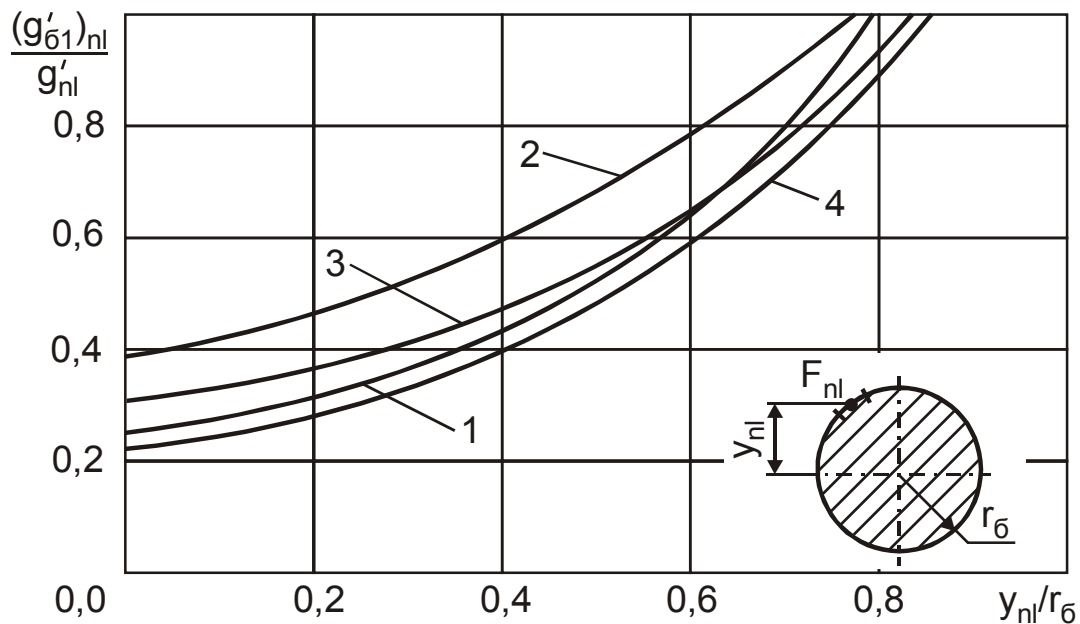


Рис. 227. Зависимость расхода унесенной влаги от положения расчетной площадки на поверхности верхней демпферной связи рабочего колеса последних ступеней турбин ГТА а/л “Ленин” (1), К-300-240 ЛМЗ (2), К-800-240 ЛМЗ (3), ПТ-25/30-90 КТЗ (4)

площадки дает рис. 227. Применительно к условиям осаждения капель на поверхность демпферных связей наблюдаются те же закономерности, что и в случае осаждения на поверхность рабочих лопаток: большим значениям $(v'_{nm})_{nl}$, $r_{км}$ и $W(y)$ соответствуют большие значения относительного расхода. Эти закономерности несколько нарушают график, построенный по данным для судовой влажнопаровой турбины. Расход унесенных вторичных капель данной турбинной ступени оказывается выше, чем у последней ступени ПТ-25/30-90/14 КТЗ, а скорость его роста с увеличением $y_{nl} / r_{б}$ - больше, чем остальных рассмотренных ступеней, хотя величины $(v'_{nm})_{nl}$ и $r_{км}$ являются наименьшими. Причиной этого является существенно меньшее абсолютное значение диаметра демпферной связи (6,5 мм против 10 мм у турбины КТЗ и 12,5 мм у турбин ЛМЗ). Полный унос всей поступающей влаги наблюдается на участке поверхности $y_{nl} / r_{б} > 0,78 \dots 0,88$, т.е. при углах соударения

$(\varphi_{\mu})_{nl} < 30^{\circ} \dots 40^{\circ}$. В этой зоне наличие пленки жидкости связано лишь с влагой, осевшей на участках поверхности с меньшими значениями y_{nl} и переместившейся в виде пленки жидкости.

Представляет интерес сравнительный анализ особенностей и интенсивности протекания процессов образования и уноса вторичных капель при разбрызгивании пленки жидкости на поверхности сопловых и рабочих. Представленные на рис. 228 результаты расчетов относительного расхода вторичных капель с поверхности пластины (рис. 223) показывают, что отсутствие ее вращения заметно сказывается на интенсивности потери влаги. При равных скоростях набегающего потока влажного пара и первичных капель, а также их размеров и дисперсности величина $(g'_{\delta 1})_{nl} / (g'_1)_{nl}$ во всем исследованном диапазоне значений этих параметров оказывается наибольшей в случае неподвижной пластины, причем расходы $(g'_{\delta 2})_{ik}$ ближайших соседних площадок $F_{ik} (i > n, k \neq l)$ практически равны

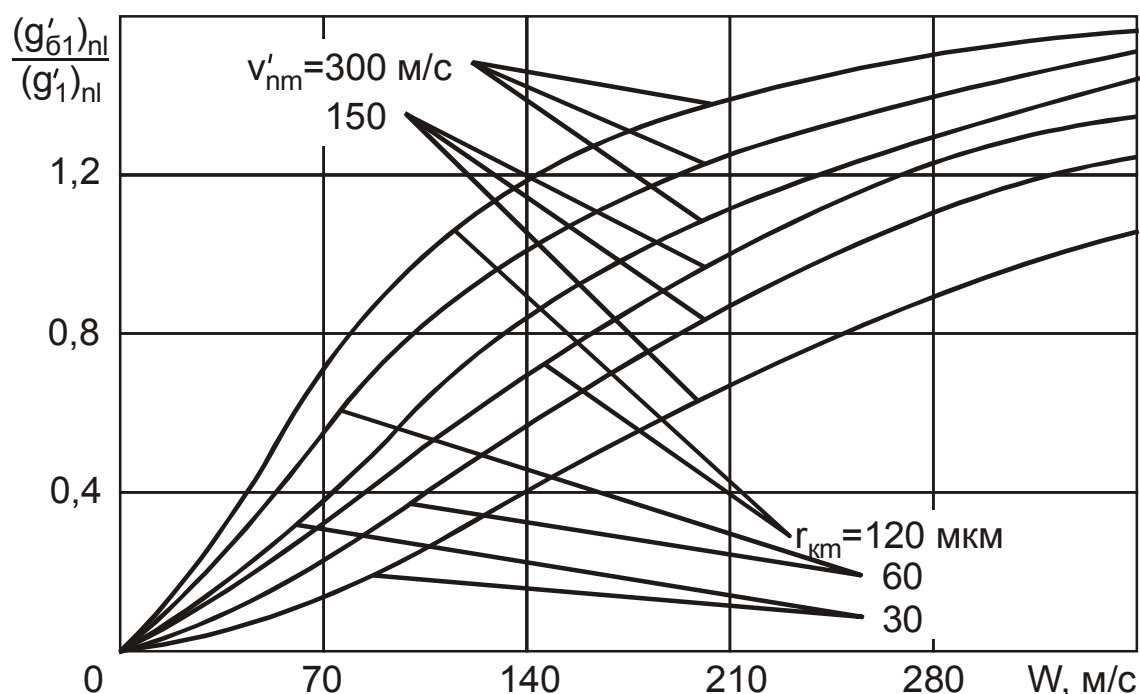


Рис. 228. Расход вторичных капель в зависимости от скорости потока влажного пара и параметров соударения первичных капель при $\delta_{пл} = 20$ мкм с неподвижной пластиной

нулю. С целью исследования особенностей механизма перераспределения влаги по поверхности сопловых лопаток плоская пластина была заменена изогнутой постоянного радиуса кривизны, вблизи поверхности которой линии тока влажного пара приняты эквидистантными. При равных значениях W и v'_{nm} переход к изогнутой форме пластины не оказал влияния на величину относительного расхода $(g'_{\delta 1})_{nl} / (g'_1)_{nl}$, но заметно сказался на величинах относительных расходов $(g'_{\delta 2})_{nl} / (g'_{\delta 1})_{nl}$ вновь осевших вторичных капель и их распределении по площадкам F_{ik} поверхности криволинейной пластины (рис. 229). Сравнительный анализ рис. 224, б,г и рис. 229 показывает

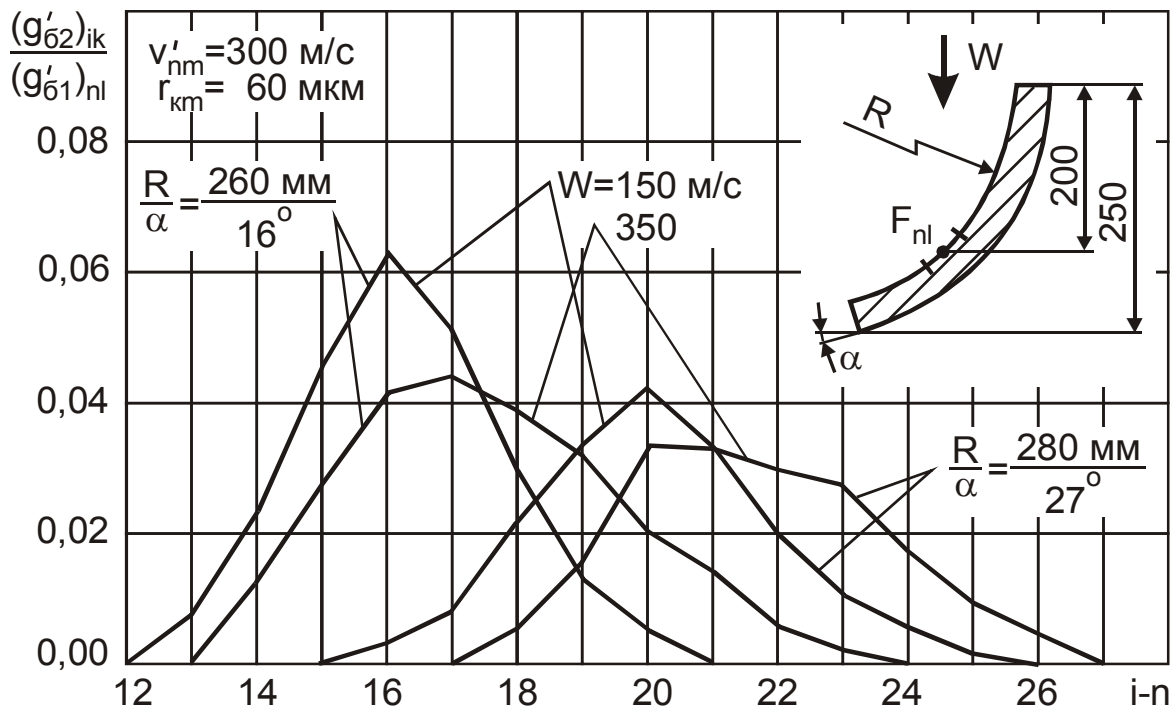


Рис. 229. Распределение относительных расходов вновь осевших на поверхность изогнутой пластины вторичных капель ($dz_n=1$ мм)

принципиальное отличие действия механизмов перераспределения влаги по поверхности рабочих и сопловых лопаток вследствие разбрызгивания: в случае сопловых лопаток он характеризуется дальнедействием с достижением максимума расхода вновь осевших вторичных капель на некотором рас-

стоянии от площадки F_{nl} - источника их образования, тогда как в случае рабочих лопаток вторичные капли в основной своей массе оседают на ближайšie, примыкающие к F_{nl} соседние площадки. Относительный расход полностью уносимой с поверхности лопаток вторичной капельной влаги для сопловых лопаток оказывается в несколько раз больше (например, по данным рис. 224 и рис. 229 - в 6...9 раз). Применительно к реальным условиям эксплуатации влажнопаровых турбинных ступеней сравнение величин расходов вторичных капель должно выполняться с учетом действительных значений W , v'_{nm} и r_{km} , которые в случае осаждения первичной влаги на поверхность сопловых лопаток оказываются существенно ниже, чем для рабочих. Так, анализ результатов газодинамического расчета последних ступеней турбин ЛМЗ мощностью 300, 500 и 800 МВт, ГТА а/л «Ленин», ПТ-25/30-90/14 КТЗ и других показывает, что в зоне входных кромок периферийных сечений лопаточного аппарата для сопловых лопаток скорость набегающего потока влажного пара оказывается ниже примерно в 1,3...2,5 раза, а радиус максимальных первичных капель - в 2...20 раз (меньшие значения получены по данным для судовой турбины, большие – для турбин ЛМЗ). Как следствие, процесс перераспределения влаги по поверхности лопаточного аппарата вследствие разбрызгивания наиболее интенсивно протекает в рабочем колесе, тогда как процесс полного уноса вторичных капель – в направляющем аппарате. Для указанных турбинных ступеней, исходя из рис. 224 и рис. 228, относительный расход вторичных капель $(g'_{b1})_{nl} / (g'_1)_{nl}$ микроплощадок вблизи входной кромки рабочей лопатки оказывается выше, чем для микроплощадок сопловой лопатки от 1,3 (для судовой турбины) до 2,2 (для турбины ЛМЗ мощностью 300 МВт) раза.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Абачараев, М.М.** Повышение кавитационной стойкости сплавов изменением состава и свойств их поверхностных слоев / М.М.Абачараев // Двигателестроение. - 1984.- № 2.- С. 37-38.
2. **Абрамов, В.И.** Тепловой расчет турбин / В.И.Абрамов, Г.А.Филиппов, В.В.Фролов. – М.: Машиностроение, 1974. - 184 с.
3. **Александров, А.М.** Движение влаги по поверхности закрученных рабочих лопаток турбин / А.М. Александров, О.А.Поваров, О.И.Назаров, С.П.Хазов // Теплоэнергетика. - 1981.- № 5.- С. 47-49.
4. **Алексеев, В.К.** О влиянии структуры наполнителя и типа связующего на эрозионный износ композиционных материалов / В.К.Алексеев, А.В.Токмаков, В.И.Попленко // Трение и износ. - 1983. - Т.4. - № 1.- С. 40-46.
5. **Анисимова, М.П.** Деформационное дробление капель в газовом потоке / М.П. Анисимова, Е.В.Стекольников // Изв. АН СССР. Энергетика и транспорт. - 1977. - № 3. - С. 141-148.
6. **Антонов, С.Н.** Защита рабочих лопаток паровых турбин от эрозии / С.Н.Антонов, З.К.Титинер, Л.Г.Крючкович // Энергомашиностроение. - 1971. - № 9. - С. 31-33.
7. **Аоки, К.** Количественная сейсмология. В 2 т. Т.1. Теория и методы / К.Аоки, П.Ричардс. - М.: Мир, 1983.- 520 с.
8. **А.с. 528350 СССР.** Обмазка для покрытий / В.И.Похмурский, В.М.Голубец, В.В.Козуб (СССР). - Заявл. 24.03.74; опубл. 15.09.76, Бюл. № 34.
9. **А.с. 565993 СССР, МКИ⁴ F 01 D 5/28.** Способ упрочнения поверхности входных кромок турбинных лопаток / В.В.Поддубенко, Р.М.Яблоник (СССР).- № 2317802/24-06; заявл. 26.01.76; опубл. 25.07.77, Бюл. № 27.
10. **А.с. 615240 СССР, МКИ⁴ F 01 D 5/28.** Лопатка влажно-паровой турбины / Р.Г.Перельман (СССР). - № 2351024/24-06; заявл. 26.04.76; опубл. 15.07.78, Бюл. № 26.
11. **А.с. 678193 СССР, МКИ⁴ F 01 D 5/14.** Лопатка турбины / В.Н.Романов, А.И.Федосов, Ю.И.Белолипецкий (СССР). - № 1962248; заявл. 13.09.73; опубл. 05.08.79, Бюл. № 29.

12. **А.с. 732555 СССР, МКИ⁴ F 01 D 5/14, F 04 D 29/38.** Пе-ро лопатки турбомашин / В.Н.Подшивалов, А.С.Волков, А.И.Еремин (СССР). - № 2651077/24-06; заявл. 20.07.78; опубл. 05.05.80, Бюл. № 17.

13. **А.с. 823604 СССР, МКИ⁴ F 01 D 5/28, 29/38.** Лопатка турбомашин / А.М.Кшнякин, В.А.Преснухин, В.И.Постнов, Т.В.Иващенко (СССР). - № 2796475/24-06; заявл. 10.07.79; опубл. 23.04.81, Бюл. № 15.

14. **А.с. 1006786 СССР, МКИ⁴ F 01 D 25/12.** Рабочая лопатка влажнопаровой турбины / Ф.Г.Гонсеровский, В.А.Петров (СССР).- № 3290556/24-06; заявл. 14.05.81; опубл. 21.03.83, Бюл. № 11.

15. **А.с. 1089280 СССР, МКИ⁴ F 01 D 5/28.** Лопатка турбомашин / В.В.Лагереv, В.Т.Буглаев, А.В.Лагереv (СССР).- № 3495954/24-06; заявл. 27.09.82; опубл. 30.04.84, Бюл. 16.

16. **А.с. 1116187 СССР, МКИ⁴ F 01 D 5/14.** Лопатка осевой турбины / В.М.Вахленко, Г.С.Куликов, И.И.Мироненко (СССР). - № 3599191/24-06; заявл. 02.06.83; опубл. 30.09.84, Бюл. № 36.

17. **А.с. 1219830 СССР, МКИ⁴ F 01 D 5/28.** Рабочая лопатка влажнопаровой турбины / В.Н.Амелюшкин, В.И.Нишнеvич, Л.П.Сафонов (СССР). - № 3838912/24-06; заявл. 07.01.85; опубл. 21.03.86, Бюл. № 11.

18. **А.с. 1278469 СССР, МКИ⁴ F 01 D 25/28.** Рабочая лопатка влажнопаровой турбины / Ф.Г.Гонсеровский (СССР). - № 3890365/25; заявл. 25.03.86; опубл. 21.12.86, Бюл. № 47.

19. **А.с. 170363 ЧССР, МКИ⁴ F 04 D 29/00.** Ochrana vrstve strojnich soucasti, napriklad turbinovych lopatok novorotoru turbokompresoru, vyrobenych z titanovych slitin / K.Stetina. - № 5320; заявл. 28.07.72; опубл. 15.12.77.

20. **А.с. 220488 ЧССР, МКИ⁴ F 01 D 5/28.** Lopatka turbin se zvyšenou odolnosti proti erozi a korozi / V.Landa, M.Orna.- Заявл. 31.12.80; опубл. 15.11.85.

21. **Барвинок, В.А.** Управление напряженным состоянием и свойствами плазменных покрытий / В.А.Барвинок. - М.: Машиностроение, 1990.- 384 с.

22. **Бартенев, С.С.** Детонационные покрытия в машиностроении / С.С.Бартенев, Ю.П.Федько, А.И.Григоров. - Л.: Машиностроение, 1982.- 215 с.

23. **Бляшко, Я.И.** Характеристики поверхностного слоя некоторых лопаточных материалов после ультразвукового упрочнения / Я.И.Бляшко, В.А.Волосатов, Д.М.Бавельский, В.Ю.Вероман // Энергомашиностроение. - 1977.- № 5. - С. 25-26.

24. **Богачев, И.Н.** Кавитационное разрушение и кавитационностойкие сплавы / И.Н.Богачев.- М.: Metallургия, 1972.- 199 с.

25. **Богачев, И.Н.** Повышение кавитационно-эрозионной стойкости деталей машин / И.Н.Богачев, Р.И.Минц. - М.: Машиностроение, 1964. - 240 с.

26. **Богачев, И.Н.** Разработка и исследование кавитационностойких нестабильных аустенитных сталей / И.Н.Богачев, Е.В.Савалей, Т.Д.Эйсмондт // Энергомашиностроение.- 1977.- № 12.- С.28 -31.

27. **Болотин, В.В.** Ресурс машин и конструкций / В.В.Болотин. - М.: Машиностроение, 1990. - 448 с.

28. **Броек, Д.** Основы механики разрушения / Д.Броек.- М.: Высш. шк., 1980.- 368 с.

29. **Векслер, Ю.Г.** Исследование покрытий системы никель-хром-бор, наносимых методом плазменного напыления / Ю.Г.Векслер, И.Л.Куприянов, В.А.Осиновский // Защитные покрытия на металлах. - 1971.- Вып. 5. - С. 192-194.

30. **Векслер, Ю.Г.** Кавитационно-эрозионная стойкость металлов и сплавов под напряжением / Ю.Г.Векслер, Ю.А.Карасюк, В.Г.Сорокин // Энергомашиностроение.- 1975.- № 11.- С. 31-33.

31. **Гаркуша, А.В.** О влиянии эрозийного уноса металла лопаток на экономичность паровых турбин / А.В.Гаркуша, М.Ф.Федоров, С.П.Сударкина и др. // Энерг. машиностроение (Харьков).- 1977.- Вып. 23, - С. 127-133.

32. **Георгиев, К.Г.** Применение электрического метода измерения распределения капель по размерам для высокоскоростных потоков влажного пара / К.Г.Георгиев, В.А.Севастьянов, А.С.Федоров // ИФЖ.- 1979.- Т. 36. - № 5.- С. 841-846.

33. **Гликман, Л.А.** Коррозионно-механическая прочность материалов / Л.А.Гликман. - М.: Машгиз, 1955. - 168 с.
34. **Голубец, М.М.** Стойкость эвтектических покрытий к кавитационно-эрозионному изнашиванию / М.М.Голубец // Трение и износ. - 1985.- Т.6.- № 2.- С.318-324.
35. **Гонсеровский, Ф.Г.** Щелевая эрозия паротурбинных материалов / Ф.Г.Гонсеровский, Б.Я.Ивницкий // Энергомашиностроение. - 1983. - № 7. - С. 21-23.
36. **Гонсеровский, Ф.Г.** Упрочнение и ремонт стальных паротурбинных лопаток после эрозионного износа / Ф.Г.Гонсеровский // Электрические станции.- 1988.- № 8.- С. 37-41.
37. **Гусев, А.С.** Расчет конструкций при случайных воздействиях / А.С.Гусев, В.А.Светлицкий. - М.: Машиностроение, 1984. - 240 с.
38. **Даскал, Ю.И.** Метод расчета дисперсности двухфазного потока с учетом распада капель / Ю.И.Даскал // Изв. вузов. Энергетика.- 1983. - № 5.- С. 65-69.
39. **Даскал, Ю.И.** Осаждение мелкодисперсной влаги в турбинных решетках / Ю.И.Даскал // Изв. вузов. Энергетика.- 1983. - № 12.- С. 81-83.
40. **Даскал, Ю.И.** Метод расчета крупнодисперсной влаги для группы влажнопаровых ступеней / Ю.И.Даскал // Изв. вузов. Энергетика.- 1989. - № 12.- С. 10-12.
41. **Дейч, М.Е.** Газодинамика двухфазных сред / М.Е.Дейч, Г.А.Филиппов. - М.: Энергоиздат, 1981.- 472 с.
42. **Дейч, М.Е.** Двухфазные течения в элементах теплоэнергетического оборудования / М.Е.Дейч, Г.А.Филиппов. - М.: Энергоатомиздат, 1987.- 328 с.
43. **Дейч, М.Е.** Структура и характеристики пленочных течений в сопловых решетках турбин / М.Е.Дейч, О.А.Поваров, А.Н.Троицкий, А.С.Федоров // Изв. АН СССР. Энергетика и транспорт.- 1991.- № 2.- С. 110-122.
44. **Дорогов, Б.С.** Эрозия лопаток в паровых турбинах / Б.С.Дорогов. – М.-Л.: Энергия, 1965.- 96 с.

45. **Драги, Й.** Производство оборудования для атомных электростанций в концерне «Шкода»-Пльзень / Й.Драги, Й.Кралоуец // Шкода-ревью. - 1982. - № 1. - С. 4-11.

46. **Ебара, Р.** Повышение стойкости к эрозии рабочих лопаток турбин за счет формируемого ионным напылением покрытия / Р.Ебара, Т.Одохира, Т.Вада // Нихон киндзлку гаккай кайхо. - 1987. - 26. - № 9. - С. 876-880.

47. **Ефимов, А.И.** Анализ повреждаемости турбин К-210-130 при больших наработках / А.И.Ефимов, З.И.Кантор, М.Л.Кичигина // Сб. науч. тр. // ЦКТИ им. И.И.Ползунова. – 1982.- Вып. 196.- С. 114-122.

48. **Забелин, А.И.** Эрозионный износ трубопроводов и турбоагрегата одноконтурной энергетической установки / А.И.Забелин, А.В.Андреева, В.С.Белокопытов // Теплоэнергетика. - 1970. - № 8. - С. 65-66.

49. **Заявка 2599384 Франция, МКИ⁴ С 23 С 24/08.** Procédé de pose d'un revêtement protecteur cobalt-chrome-tungstène sur une aube en alliage de titane comportant .- № 8607662; заявл. 28.05.86; опублик. 04.12.87.

50. **Заявка 2599425 Франция, МКИ⁴ F 01 D 5/28, В 234 1/04.** Plaquette de protection pour aube en titane et procédé de brasage d'une telle plaquette / A.Coulon. - № 8607664; заявл. 28.05.86; опублик. 04.12.87.

51. **Заявка 2599640 Франция, МКИ⁴ В01 J 19/08, В29 С 71/04.** Procédé de traitement volumique localisé à haute densité d'énergie et produit résultant / D.Fournier. - № 8608112; заявл. 05.06.86; опублик. 11.12.87.

52. **Заявка 54-19449 Япония, НКИ 12В2.** Рабочая лопатка паровой турбины / М.Ямамото, М.Каваи, М.Миядзаки. - № 52-84132; заявл. 15.07.77; опублик. 14.02.79.

53. **Заявка 59-170403 Япония, МКИ⁴ F 01 D 5/28.** Метод нанесения защитного покрытия / В.Хидекодзу. - Заявл. 18.03.83; опублик. 26.09.84.

54. **Заявка 59-180003 Япония, МКИ⁴ F 01 D 5/28.** Рабочая лопатка паровой турбины / М. Накабаси, Т. Ямадзаки, М. Каваи. - № 58-52722; заявл. 30.03.83; опублик. 12.10.84.

55. Заявка 59-180004 Япония, МКИ⁴ F 01 D 5/28, C22C 19/07. Рабочая лопатка паровой турбины / М. Накабаси, М. Каваи, Т. Ямадзаки. - № 58-52723; опубл. 12.10.84.

56. Заявка 59-180004 Япония, МКИ⁴ F 01 D 5/28. Рабочая лопатка турбины / Т. Иммура, К. Кобаяси, Й. Акуцу. - Заявл. 17.02.84; опубл. 06.02.85.

57. Заявка 60-228706 Япония, МКИ⁴ F 01 D 5/28, C 22 C 27/04. Износостойкая лопатка / К.Тагути. - № 59-81741; заявл. 25.04.84; опубл. 14.11.85.

58. Заявка 61-79802 Япония, МКИ⁴ F 01 D 5/28. Рабочая лопатка паровой турбины / Т.Одохира.- № 59-200596; заявл. 27.09.84; опубл. 23.04.86.

59. Заявка 61-93203 Япония, МКИ⁴ F 01 D 5/28. Рабочая лопатка паровой турбины / Т.Утида. - Заявл. 15.10.84; опубл. 12.05.86.

60. Заявка 63-129102 Япония, МКИ⁴ F 01 D 5/28. Лопатка паровой турбины с противозэрозионным покрытием / Х.Осаки, М.Хатомо, Й.Накагава. - Заявл. 17.11.86; опубл. 01.06.88.

61. Иванов, В.А. Оценка допустимой эрозионноопасной конечной влажности за последней ступенью ЦНД турбин влажного пара / В.А.Иванов, И.П.Фаддеев, В.М.Боровков, В.И.Королев // Изв. вузов. Энергетика.- 1985.- № 11.- С. 65-72.

62. Иванов, В.А. Режимы мощных паротурбинных установок / В.А.Иванов.- Л.: Энергоатомиздат, 1986.- 248 с.

63. Ионная имплантация / под. ред. Д.К.Хирвонена .- М.: Металлургия, 1985. - 392 с.

64. Казак, М.А. Прогнозирование эрозии лопаток судовых турбин низкого давления / М.А.Казак, Б.В.Альффер, И.П.Фаддеев, С.В.Радик // Судостроение.- 1975.- № 4.- С. 18-20.

65. Казак, М.А. Конструктивные и эксплуатационные особенности влажнопаровых турбин / М.А.Казак, И.П.Фаддеев // Энергомашиностроение.- 1978.- № 4.- С. 33-38.

66. Казак, М.А. Влажнопаровые турбины АЭУ ледоколов «Ленин», «Арктика», «Сибирь» / М.А.Казак, И.П.Фаддеев // Теплоэнергетика. - 1978. - № 8. - С. 50-53.

67. **Казак, М.А.** Эрозионный износ рабочих лопаток судовых ТНД / М.А.Казак, И.П.Фаддеев, С.В.Радик // Судостроение.- 1983.- № 8.- С. 23-25.

68. **Канавелис, Р.** Струйный удар и кавитационное разрушение / Р.Канавелис // Труды ASME. Сер. Д.- 1968.- № 3.- С. 39-45.

69. **Каршибаев, Т.Д.** Разрушение и износ композиционных материалов при взаимодействии с потоком абразивных частиц / Т.Д.Каршибаев, Ю.А.Ноженицкий, В.И.Гундарев // Механика композиционных материалов. - 1980. - № 2. - С. 235-240.

70. **Кириллов, И.И.** Основы теории влажнопаровых турбин / И.И.Кириллов, Р.М.Яблоник.- Л.: Машиностроение, 1968.- 262 с.

71. **Кириллов, И.И.** Эрозия выходных кромок рабочих лопаток осевых турбин, работающих на влажном паре / И.И.Кириллов, И.П.Фаддеев, С.В.Радик // Теплоэнергетика.- 1972.- № 4.- С. 38-41.

72. **Кириллов, И.И.** Эрозия входных кромок рабочих лопаток последней ступени ЧНД конденсационной паровой турбины / И.И.Кириллов, И.П.Фаддеев, В.М.Боровков, С.В.Радик // Энергомашиностроение.- 1972.- № 9.- С. 11-14.

73. **Кириллов, И.И.** Новый способ противозэрозионной защиты рабочих лопаток турбинных ступеней / И.И.Кириллов, М.А.Казак, И.П.Фаддеев // Энергомашиностроение. - 1977.- № 3. - С. 32-34.

74. **Кириллов, И.И.** Вихревые структуры и движение влаги в турбине / И.И.Кириллов, Г.Г.Шпензер // Изв.вузов. Энергетика.- 1983.- № 1.- С. 70-76.

75. **Клем-Мусатов, К.Д.** Теория краевых волн и её применение в сейсмике / К.Д.Клем-Мусатов. - Новосибирск : Наука, 1980. - 296 с.

76. **Кнэпп, Р.** Кавитация / Р.Кнэпп, Д.Дейли. - М.: Мир, 1974.- 464 с.

77. **Козырев, С.П.** Об эрозионном изнашивании деталей тепловых двигателей жидким топливом / С.П.Козырев // Энергомашиностроение.- 1970. -№ 9. - С.33–34.

78. **Козырев, С.П.** Гидроабразивный износ металлов при кавитации / С.П.Козырев. - М.: Машиностроение, 1971. - 248 с.
79. **Коломыцев, П.Т.** Газовая коррозия и прочность никелевых сплавов / П.Т. Коломыцев.- М.: Metallургия, 1984.- 216 с.
80. **Корн, Г.** Справочник по математике для научных работников и инженеров / Г.Корн, Т.Корн.- М.: Наука, 1968. - 720 с.
81. **Костюк, А.Г.** Динамика и прочность турбомашин / А.Г.Костюк.- М.: Машиностроение, 1982.- 264 с.
82. **Косяк, Ю.Ф.** Эксплуатация турбин АЭС / Ю.Ф.Косяк, В.Н.Галацан, В.А.Палей. – М.: Энергоатомиздат, 1983.- 144 с.
83. **Кречмар, Э.** Напыление металлов, керамик и пластмасс / Э.Кречмар. - М.: Машиностроение, 1966. - 432 с.
84. **Кудинов, В.В.** Плазменные покрытия / В.В.Кудинов. - М.: Наука, 1977.- 184 с.
85. **Кулик, А.Я.** Газотермическое напыление композиционных порошков / А.Я. Кулик, Ю.С. Борисов, А.С. Мнухин. - Л.: Машиностроение, 1985. - 199 с.
86. **Кутателадзе, С.С.** Гидродинамика газожидкостных систем / С.С.Кутателадзе, М.А.Стырикович. – М.: Энергия, 1976. – 280 с.
87. **Лагерев, А.В.** Использование теории графов при автоматизированном проектировании многослойных эрозионно-стойких покрытий рабочих лопаток паровых турбин / А.В.Лагерев, И.П.Фаддеев // Ленинградский политехн. ин-т. - Л., 1984.- 28 с.
88. **Лагерев, А.В.** Выбор рациональных параметров противэрозионных защитных покрытий рабочих лопаток и обоснование прочностных критериев их проектирования с целью повышения надежности эксплуатации влажнопаровых турбинных ступеней: дис ... канд. техн. наук: 05.04.12 / А.В.Лагерев. - Л., ЛПИ, 1986. - 297 с.
89. **Лагерев, А.В.** Прогнозирование долговечности тонких эрозионностойких покрытий рабочих лопаток влажнопаровых ступеней турбомашин / А.В.Лагерев // Сб. научн. тр. // Калининский политехн. ин-т.- Калинин, 1987.- С. 86-90.

90. **Лагерев, А.В.** Разработка оптимальной стратегии ремонта эродирующих влажнопаровых турбинных ступеней / А.В.Лагерев // Изв. вузов. Машиностроение.- 1989.- № 1.- С.89-93.

91. **Лагерев, А.В.** Основы проектирования эрозионностойких защитных покрытий рабочих лопаток влажнопаровых турбин / А.В.Лагерев // Брянский ин-т транспортн. машиностр. – Брянск: БИТМ, 1990.- 109 с.

92. **Лагерев, А.В.** Планирование замены эродированных турбинных лопаток / А.В.Лагерев // Теплоэнергетика.- 1990.- № 5.- С. 58-60.

93. **Лагерев, А.В.** Прогнозирование изменения геометрии поверхности эродирующих лопаток паровых турбин во время эксплуатации / А.В.Лагерев // Изв.вузов. Машиностроение.- 1990.- № 6.- С. 43-48.

94. **Лагерев, А.В.** Вероятностная оценка падения мощности эродирующей влажнопаровой турбиной в процессе эксплуатации / А.В.Лагерев // Изв. вузов. Энергетика.- 1991.- № 9.- С. 108-114.

95. **Лагерев, А.В.** Приложение теории марковских процессов к прогнозированию каплеударной эрозии турбинных лопаток / А.В.Лагерев // Изв. АН СССР. Энергетика и транспорт.- 1991.- № 5.- С.109 -118.

96. **Лагерев, А.В.** Напряженное состояние защитных покрытий и поверхностного слоя конструкций при эрозионном и кавитационном видах износа / А.В.Лагерев // Трение и износ.- 1992.- Т.13.- № 5.- С.837–848.

97. **Лагерев, А.В.** Экономически допустимое эрозионное повреждение рабочих лопаток влажнопаровых турбин / А.В.Лагерев // Изв.вузов. Машиностроение.- 1992.- № 4-6.- С. 81-86.

98. **Лагерев, А.В.** Вероятностно-статистические основы методологии оценки эрозионного изнашивания влажнопаровых турбин, его прогнозирование и методы защиты: дис. ... д-ра техн. наук: 05.04.12 / А.В.Лагерев. - СПб., СПбГТУ, 1994. – 660 с.

99. **Лагерев, А.В.** Концепция и перспективные направления использования единой статистической теории эрозии

влажнопаровых турбин / А.В.Лагерев, И.П.Фаддеев // Изв. РАН. Энергетика.- 1994.- № 6.- С. 138–147.

100. **Лагерев, А.В.** Статистические закономерности эрозии стеллитовой защиты рабочих лопаток и селективный подход к повышению её износостойкости / А.В.Лагерев // Электрические станции.- 1996.- № 5.- С. 23-29.

101. **Лагерев, А.В.** Анализ стохастических закономерностей эрозионно-ударного нагружения поверхности проточной части влажнопаровых энергоустановок / А.В.Лагерев // Физические процессы и явления, происходящие в теплоэнергетических установках: сб. науч. тр. / Брянский гос. техн. ун-т. - Брянск: БГТУ. - 1997. - С. 71–76.

102. **Лагерев, А.В.** Вероятностное прогнозирование эрозии в системах технической диагностики влажнопаровых турбомашин / А.В.Лагерев // Изв. РАН. Энергетика.- 1997.- № 2.- С. 169-178.

103. **Лагерев, А.В.** Анализ кинетики эрозионного износа проточных частей паровых турбин на частичных режимах / А.В.Лагерев // Изв. вузов. Энергетика. - 1998. - № 2. - С. 57-61.

104. **Лагерев, А.В.** Экспертная система мониторинга эрозионного состояния турбин насыщенного пара атомных энергоустановок / А.В.Лагерев // Изв. вузов. Ядерная энергетика. - 1998. - № 6. - С. 28-35.

105. **Лагерев, А.В.** Алгоритм и программа анализа кинетики динамических характеристик эродируемых лопаток турбомашин / А.В.Лагерев, С.Р.Симонян // Проблемы автоматизации энергосберегающих технологий: сб.научн.тр. / Брянский гос. техн. ун-т. - Брянск: БГТУ, 1998. - С. 116-120.

106. **Лагерев, А.В.** Анализ предрасположенности лопаточных аппаратов последних ступеней турбомашин к каплеударной эрозии выходных кромок / А.В.Лагерев // Исследование элементов теплоэнергетических установок: сб. науч. тр. / Брянский гос. техн. ун-т. - Брянск: БГТУ. - 1999. - С.53-59.

107. **Лагерев, А.В.** Изменение динамического состояния последних ступеней ЦНД паровых турбин при отрыве стеллитовой защиты рабочих лопаток / А.В.Лагерев // Электрические станции. - 2000. - № 7. - С.15-20.

108. **Лагерев, А.В.** Вероятностная теория механической эрозии / А.В.Лагерев.- М.: Машиностроение-1, 2004. - 343 с.

109. **Лагерев, А.В.** Гидроабразивная эрозия дисков паровых турбин: вероятностные закономерности и методы защиты / А.В.Лагерев // Вестник БГТУ.- 2004.- № 1.- С. 176-174.

110. **Лагерев, А.В.** Рациональная степень упрочнения поверхности эродирующих рабочих лопаток паровых турбин / А.В.Лагерев // Вестник БГТУ.- 2004.- № 3.- С. 73-79.

111. **Лагерев, А.В.** Вероятностное прогнозирование эрозионного изнашивания рабочего облопачивания паровых турбин / А.В.Лагерев А.В. // Инженерный журнал. Справочник (приложение).- 2004.- № 10.- С. 6-10.

112. **Лагерев, А.В.** Единая вероятностная теория механических видов эрозионного изнашивания / А.В.Лагерев // Инженерный журнал. Справочник (приложение).- 2004.- № 11.- С. 8-13.

113. **Лагерев, А.В.** Селективный метод набора защитных стеллитовых пластин турбинных лопаток / А.В.Лагерев // Сборка в машиностроении, приборостроении.- 2004.- № 12.- С. 21-24.

114. **Лагерев, А.В.** Вероятностная оценка снижения мощности влажнопаровых ступеней турбомашин при эрозионном износе / А.В.Лагерев // Процеси механічної обробки в машинобудуванні: Збірник наукових праць / Житомирський держ. технологічний ун-т.- 2005.- Вип.2.- С. 157-166.

115. **Лагун, В.П.** Особенности работы последних ступеней ЦНД на малых нагрузках и холостом ходу / В.П.Лагун, Л.Л.Симою, Ю.З.Фрумин и др. // Теплоэнергетика.- 1971.- № 2.- С. 21-24.

116. **Левин, А.В.** Прочность и вибрация лопаток и дисков паровых турбин / А.В.Левин, К.Н.Боришанский, Е.Д.Консон.- Л.: Машиностроение, 1981.- 710 с.

117. **Лопухин, Б.И.** Исследования эрозионной стойкости лопаточных аппаратов / Б.И.Лопухин, А.Ф.Ерашов // Сб. науч. тр. / Центр. котлотурбин. ин-т.- Л.: ЦКТИ, 1975.- Вып. 130.- С. 88-94.

118. **Максимович, Г.Г.** Физико-химические процессы при плазменном распылении и разрушении материалов с покрытиями / Г.Г.Максимович, В.Ф.Шатинский, В.И.Копылов. - Киев: Наукова думка, 1983.- 264 с.

119. **Манурин, Ю.К.** Техническое состояние лопаточного аппарата последних ступеней теплофикационных турбин / Ю.К.Манурин // Сб. науч. тр. / Всесоюз. теплотехн. ин-т. - М., 1989. - С. 73-77.

120. **Манухин, А.Н.** Основные принципы создания турбин геотермальных электростанций в Японии / А.Н.Манухин, В.И.Го-рин, В.М.Фильков, В.П.Трусов // Теплоэнергетика.- 1986.- № 8.- С. 73-75.

121. **Мартынова, О.И.** Некоторые проблемы совершенствования водно-химических режимов тепловых электростанций / О.И.Мартынова, Б.П.Гладышев, Л.П. Живилова, Е.Б.Юрчевский // Теплоэнергетика.- 1989.- № 5.- С. 2-6.

122. **Марцинковски, С.** Экспериментальное определение места возникновения конденсации в паровой турбине / С.Марцинковски // Теплоэнергетика.- 1983.- № 1.- С. 69-72.

123. **Матвеев, Н.В.** Остаточные напряжения в покрытии из нитрида титана, осажденного в вакууме / Н.В.Матвеев, А.Н.Краснов, И.В.Милосердов // Проблемы прочности. - 1985. - № 5. - С.90-93.

124. **Махутов, Н.А.** Совершенствование системы критериев предельных состояний для увеличения межремонтного и остаточного ресурса парка длительно эксплуатируемых турбин ТЭС / Н.А.Махутов, Ю.Л.Израилев, А.Ф.Дьяков и др. // Проблемы машиностроения и автоматизации.- 1991.- № 1.- С. 59-64.

125. **Мокравцов, М.В.** Эрозионный износ рабочих лопаток влажнопаровых ступеней ЧНД турбин и перспективные методы его снижения: Автореф. дис ... канд. техн. наук: 05.04.12 / М.В.Мокравцов. - Л., ЛПИ, 1991. - 16 с.

126. **Молодцов, Н.С.** Повышение циклической долговечности методом поверхностного упрочнения трением при восстановлении деталей электродуговой наплавкой / Н.С.Молодцов, В.Г.Ковтун // Судостроение. - 1984. - № 3. - С. 46-47.

127. **Мухин, В.С.** Проблемы обеспечения физико-химических свойств поверхностей деталей / В.С.Мухин // Оптимизация технологических процессов по критериям прочности.- Уфа, 1987. - С.4-9.

128. **Мяченков, В.И.** Расчет составных оболочечных конструкций на ЭВМ / В.И.Мяченков, И.В.Григорьев.- М.: Машиностроение, 1981.- 216 с.

129. **Никитин, В.И.** Применение покрытий для защиты лопаток газовых турбин от сульфидно-окисной коррозии / В.И.Никитин // Энергомашиностроение. - 1980. - № 2. - С. 41-42, 44.

130. **Новацкий, В.** Теория упругости / В.Новацкий. - М.: Мир, 1975. - 872 с.

131. **Орна, М.** Исследование эрозиестойкости материалов лопатки и их защиты на заводе «Турбины» отраслевого предприятия «Шкода-Пльзень» // Шкода-ревю.- 1979.- № 1.- С. 18-24.

132. **Пат. 293148 Австрия, МКИ⁴ В21 К 1/36.** Verfahren zur Herstellung von Turbinen schaufeln.- Заявл. 28.04.69; опубл. 27.09.71.

133. **Пат. 1088032 Англия, НКИ F1T, В3R.** / Turbine Blades / J.Coldwell, R.Telfer. - Заявл. 11.06.65; опубл. 18.10.67.

134. **Пат. 1096294 Англия, НКИ F1T, В3R.** / Turbine Blades / R.Telfer. - Заявл. 23.06.65; опубл. 29.12.67.

135. **Пат. 1233730 Англия, НКИ F1T.** Improvements in or Relating to Turbine Blades / P.Roberts, D.Jones. - Заявл. 29.10.69; опубл. 26.05.71.

136. **Пат. 3561886 США, НКИ 416-224.** Turbine Bucket. Erosion Shield Attachment / C.Kreischer, V. Music. - Заявл. 07.02.69; опубл. 09.02.71.

137. **Пат. 4318672 США, НКИ 416-224.** Покрытие для передней кромки лопатки вентилятора, противостоящее эрозии под воздействием частиц. - Заявл. 06.11.78; опубл. 09.03.82.

138. **Пат. 2325802 Франция, МКИ⁴ F 01 D 5/28.** Способ изготовления лопатки турбомашин. - Опубл. 27.05.77.

139. **Пат. 2535251 ФРГ, МКИ⁴ F 01 D 5/28.** Kantenschutz fur Turbinenschautein / E.Rensen, R.Schmidberger. - Заявл. 07.08.75; опубл. 12.05.77.

140. **Пат. 449053 Швейцария, НКИ 14С.** Turbinen schaufel fur Dampsturbinen / A.Schmidt. - Заявл. 05.07.66; опубл. 11.04.68.

141. **Пат. 50-12526 Япония, МКИ⁴ F 01 D 5/14.** Лопатка паровой турбины / Х.Сагара. - Заявл. 14.09.70; опубл. 13.05.75.

142. Пат. **56-33561 Японии, МКИ⁴ F 01 D 5/28, 5/14**. Рабочая лопатка паровой турбины / Т.Тосиеси, Х.Кацукуни, М.Кио. - № 53-137911; заявл. 10.11.78; опубл. 04.08.81.
143. **Перельман, Р.Г.** Эрозионная прочность деталей двигателей и энергоустановок летательных аппаратов / Р.Г.Перельман. - М.: Машиностроение, 1980. - 245 с.
144. **Перельман, Р.Г.** Эрозия элементов паровых турбин / Р.Г.Перельман, В.В.Пряхин.- М.: Энергоатомиздат, 1986.- 184 с.
145. **Перник, А.Д.** Проблемы кавитации / А.Д.Перник. - Л.: Судпромгиз, 1963. - 336 с.
146. **Петров, Н.И.** Опыт эксплуатации паротурбинных установок атомных судов / Н.И.Петров, В.Б.Ульянихин // Судостроение.- 1990.- № 10.- С. 17-19.
147. **Плессет, М.С.** Влияние температуры на кавитационное изнашивание / М.С.Плессет // Труды ASME. Сер. Д.- 1972.- № 3.- С. 48–56.
148. **Поваров, О.А.** Влияние поверхностно-активного вещества ОДА на щелевую эрозию металлов / О.А. Поваров, Е.Г. Васильченко, Б.Я. Ивницкий, И.А. Шалобасов // Теплоэнергетика.- 1982.- № 11.- С. 48-49.
149. **Поваров, О.А.** Исследование эрозионного износа рабочих лопаток паровых турбин / О.А.Поваров, Б.Станиша, В.А.Рыженков // Теплоэнергетика.- 1988.- № 4.- С. 66-69.
150. **Поваров, О.А.** Проблемы солеотложений и износ элементов геотермальных энергетических установок / О.А.Поваров, Г.В.Томаров, С.Ю.Кутырев // М.: ЦНИИТЭИтяжмаш, 1991.- 44 с.
151. **Поваров, О.А.** Причины повреждений и пути повышения надежности оборудования ГеоТЭС / О.А.Поваров, Г.В.Томаров, В.Н.Жаров, С.Ю.Кутырев // Энерг. строительство.- 1992.- № 2.- С. 14-20.
152. **Погодаев, Л.И.** Оценка кавитационно-эрозионной стойкости наплавочных материалов / Л.И.Погодаев, Ю.Г.Лихачев // Проблемы прочности.- 1990.- № 12.- С. 79–86.
153. **Погодаев, Л.И.** Гидроабразивный и кавитационный износ судового оборудования / Л.И.Погодаев, П.А.Шевченко. - Л.: Судостроение, 1984. - 264 с.

154. **Поддубенко, В.В.** Влияние структуры потока капель на эрозию турбинных лопаток / В.В.Поддубенко, Р.М.Яблоник // Изв. вузов. Энергетика.- 1976.- № 4.- С. 88–94.

155. **Подзей, А.В.** Остаточные напряжения при плазменном напылении / А.В.Подзей, И.А.Морозов, А.М.Вирник // Изв. вузов. Машиностроение.- 1969.- № 5.- С. 111-115.

156. **Пряхин, В.В.** Проблемы эрозии турбинных рабочих лопаток / В.В.Пряхин, О.А.Поваров, В.А.Рыженков // Теплоэнергетика.- 1984.- № 10.- С. 25-30.

157. **Шалобасов, И.А.** Исследование механизма каплеударной эрозии / И.А.Шалобасов, О.А.Поваров, В.А.Рыженков // Изв. РАН. Энергетика.- 1994.- № 3.- С. 99–103.

158. **Ратнер, А.В.** Эрозия материалов теплоэнергетического оборудования / А.В.Ратнер, В.Г.Зеленский. - М.- Л.: Энергия, 1966. - 272 с.

159. **Рогов, В.П.** Удар капли о пленку жидкости / В.П.Рогов // Тезисы докл. / 7 Всесоюзн. конф. «Двухфазный поток в энерг. машинах и аппаратах», Ленинград, 23-25 октября 1985 г.- Л., 1985.- С. 332-334.

160. **Румл, З.** Изучение эрозии лопаток паровых турбин / З.Румл, М.Орна, Й.Драгий // Шкода-ревью.- 1984.- № 4.- С. 53-58.

161. **Рыжков, В.К.** Одновальная быстроходная паровая турбина К-1200-240 ЛМЗ / В.К.Рыжов // Теплоэнергетика. - 1985. - № 8. - С.14-20.

162. **Салтанов, Г.А.** Снижение эрозионно-коррозионного износа оборудования второго контура АЭС с реактором ВВЭР / Г.А.Салтанов, А.Н.Кукушкин, В.А.Михайлов // Теплоэнергетика.- 1989.- № 12.- С. 25–27.

163. **Самойлович, Г.С.** Переменные и переходные режимы в паровых турбинах / Г.С.Самойлович, Б.М.Трояновский.- М.: Энергоатомиздат, 1982.- 496 с.

164. **Серенсен, С.В.** Несущая способность и расчеты деталей машин на прочность / С.В.Серенсен, В.П.Когаев, Р.М.Шнейдерович. - М.: Машиностроение, 1975. - 488 с.

165. **Смелтзер, К.** Механизмы эрозии металлов при ударном воздействии пыли / К.Смелтзер, М.Гулден, В.Комптон // Труды ASME. Сер. Д.- 1970. - № 3.- С. 225–238.

166. **Сорокина, Т.М.** Технология и оборудование для индукционной поверхностной закалки входных кромок лопаток турбин / Т.М.Сорокина, В.В.Дымченко // Металловедение и термическая обработка металлов. - 1987. - № 8. - С. 48-50.

167. **Спринджер, Д.С.** Эрозия при воздействии капель жидкости / Д.С.Спринджер.- М.: Машиностроение, 1981.- 200 с.

168. **Степин, В.С.** Износостойкая сталь для изготовления деталей энергооборудования / В.С. Степин, А.Е. Рунов, Б.Я.Ивницкий, И.А. Шалобасов // Технология, организация производства и управления (Экспресс-информация) / Информэнерго-маш.- 1983.- С.1– 6.

169. **Степнов, М.Н.** Статистические методы обработки результатов механических испытаний / М.Н.Степнов.- М.: Машиностроение, 1985.- 232 с.

170. **Сумм, Б.Ю.** Физико-химические основы смачивания и растекания / Б.Ю.Сумм, Ю.В.Горюнов.- М.: Химия, 1976.- 232 с.

171. **Тайрувенгадам, А.** Обобщенная теория кавитационных разрушений / А.Тайрувенгадам // Труды ASME. Сер. Д.- 1963.- № 3.- С. 48–62.

172. **Тананко, И.А.** Конструктивная прочность рабочих лопаток паровых турбин, восстановленных наплавкой и термической обработкой / И.А.Тананко, Н.А.Погребной, В.Ф.Зозуля // Энергомашиностроение. - 1981. - № 5. - С. 20-22, 24.

173. **Троценко, В.Т.** Соппротивление усталости металлов и сплавов / В.Т.Троценко, Л.А.Сосновский. - Киев: Наукова думка, 1987.- 1238 с.

174. **Трояновский, Б.М.** Паровые и газовые турбины атомных электростанций / Б.М.Трояновский, Г.А.Филиппов, А.Е.Булкин.- М.: Энергоатомиздат, 1985.- 256 с.

175. **Урванцов, Л.А.** Эрозия и защита металлов / Л.А.Урванцов. - М.: Машиностроение, 1966.- 235 с.

176. **Фаддеев, И.П.** Эрозия влажнопаровых турбин / И.П.Фаддеев. - Л.: Машиностроение, 1974. - 208 с.

177. **Фаддеев, И.П.** Процессы эрозии проточных частей влажнопаровых турбин, их прогнозирование и новые пути противозерозионной защиты: дис. ... д-ра техн. наук: 05.04.12 / И.П.Фаддеев. - Л., ЛПИ, 1977. – 652 с.

178. **Фаддеев, И.П.** Эксплуатационные испытания эрозиянностойких покрытий рабочих лопаток судовой турбины / И.П.Фаддеев, Б.В.Данильченко // Теоретические и технологические основы наплавки. Наплавленный металл.- Киев: Наукова думка, 1977.- С. 83-86.

179. **Фаддеев, И.П.** Влияние эрозиянного износа входной кромки рабочих лопаток ступеней осевых турбин на профильные потери / И.П.Фаддеев, В.Т.Засыпка, Т.Т.Засыпка, В.С.Цвиклис // Изв. вузов. Энергетика. – 1982.- № 1.- С. 109-111.

180. **Фаддеев, И.П.** Скорости крупнодисперсных капель и углы входа на рабочие лопатки осевой турбинной ступени / И.П.Фаддеев, В.А.Бибнев, С.Л.Хавия // Изв. вузов. Энергетика.- 1982.- № 8.- С.112-114.

181. **Фаддеев, И.П.** Вероятностная оценка напряженного состояния поверхностного слоя рабочей лопатки при каплеударном нагружении / И.П.Фаддеев, А.В.Лагерев // Изв. вузов. Энергетика.- 1984.- № 3.- С. 62–67.

182. **Фаддеев, И.П.** Управление эрозиянной стойкостью рабочих лопаток турбомашин путем изменения микротвердости поверхностного слоя / И.П.Фаддеев, А.В.Лагерев // Изв. вузов. Машиностроение.- 1985.- № 1.- С. 74-78.

183. **Фаддеев, И.П.** Влияние защитного покрытия на напряженное состояние поверхностного слоя рабочих лопаток турбомашин / И.П.Фаддеев, А.В.Лагерев, С.К.Ермолович // Изв. вузов. Энергетика.- 1985.- № 9.- С. 52-57.

184. **Фаддеев, И.П.** Выбор оптимальной толщины эрозиянностойких покрытий рабочих лопаток паровых турбин / И.П.Фаддеев, А.В.Лагерев // Изв. вузов. Машиностроение.- 1985.- № 12.- С. 71–76.

185. **Фаддеев, И.П.** Прогнозирование долговечности рабочих лопаток турбомашин с эрозиянностойкими покрытиями при

высокоскоростном каплеударном нагружении / И.П.Фаддеев, А.В.Лагерев // Проблемы прочности.- 1986.- № 5.- С. 50-54.

186. **Фаддеев, И.П.** Вероятностные характеристики эрозионного износа поверхностно упрочненных рабочих лопаток судовых турбин / И.П.Фаддеев, А.В.Лагерев // Судостроение.- 1986.- № 8.- С. 28–30.

187. **Фаддеев, И.П.** Выбор параметров шероховатости поверхностей раздела эрозионностойких защитных покрытий и рабочих лопаток паровых турбин / И.П.Фаддеев, А.В.Лагерев // Изв. вузов. Машиностроение.- 1986.- № 11.- С. 79–84.

188. **Фаддеев, И.П.** Особенности формирования и движения двухфазного пограничного слоя на профильной поверхности лопаточных каналов влажнопаровой турбинной ступени / И.П.Фаддеев, С.К.Ермолович, С.Л.Хавия // Сб. научн. тр. / Ленинградский политехн. ин-т.- Л., 1986.- Вып. 420.- С. 13-16.

189. **Фаддеев, И.П.** Прогнозирование усталостного растрескивания противозэрозионных защитных покрытий рабочих лопаток турбомашин / И.П.Фаддеев, А.В.Лагерев // Изв. вузов. Машиностроение.- 1987.- № 11.- С. 69–73.

190. **Фаддеев, И.П.** Прогнозирование кинетики роста зоны эрозионного износа рабочих лопаток паровых турбин / И.П.Фаддеев, А.В.Лагерев // Теплоэнергетика.- 1988.- № 1.- С. 49-51.

191. **Фаддеев, И.П.** Управление кавитационной стойкостью поверхностно упрочняемых конструктивных элементов турбинного оборудования / И.П.Фаддеев, А.В.Лагерев // Изв. вузов. Энергетика.- 1989.- № 10.- С. 53–57.

192. **Фаддеев, И.П.** Статистические закономерности каплеударной эрозии / И.П.Фаддеев, А.В.Лагерев // Изв. АН СССР. Энергетика и транспорт.- 1990.- № 4.- С. 98–104.

193. **Филиппов, А.П.** Колебания деформируемых систем / А.П.Филиппов.- М.: Машиностроение, 1970.- 736 с.

194. **Филиппов, Г.А.** Исследования и расчеты турбин влажного пара / Г.А.Филиппов, О.А.Поваров, В.В.Пряхин.- М.: Энергия, 1973.- 232 с.

195. **Филиппов, Г.А.** Сепарация влаги в турбинах АЭС / Г.А.Филиппов, О.А.Поваров.- М.: Энергия, 1979.- 320 с.

196. **Филиппов, Г.А.** Осаждение мелкодисперсной влаги из турбулентного потока влажного пара / Г.А.Филиппов, О.А.Поваров, А.В.Семенюк // Теплоэнергетика.- 1985.- № 10.- С. 55-58 с.

197. **Филиппов, Г.А.** Физико-технические проблемы повышения надежности и эффективности теплоэнергетического оборудования на основе использования микродобавок поверхностно-активных веществ / Г.А.Филиппов, Г.А.Салтанов, О.И.Мартынова // Теплоэнергетика.- 1990.- № 2.- С. 52–60.

198. **Фомин, В.В.** Сопrotивляемость высокопрочных нержавеющей сталей ударно-циклическому воздействию водяной струи / В.В.Фомин, И.И.Казарновская // Теплоэнергетика.- 1966.- № 2.- С. 83-86.

199. **Фудзии, Т.** Механика разрушения композиционных материалов / Т.Фудзии, Т.Дзако. - М.: Мир, 1982. - 232 с.

200. **Хаппалаев, А.Р.** Формирование диффузионных слоев на стали при использовании жидкометаллической фазы / А.Р.Хаппалаев, М.М.Абачараев // Металлургия.- Минск: Высш. шк., 1982. - Вып. 16. - С. 38-41.

201. **Хасуи, А.** Наплавка и напыление / А.Хасуи, О.Моригаки. - М.: Машиностроение, 1985. - 240 с.

202. **Храбров, П.В.** Пути снижения эрозии лопаток мощных паровых турбин ТЭС и АЭС на малорасходных режимах / П.В.Храбров, В.А.Хаимов, В.А.Матвеев // Энергомашиностроение. - 1986. - № 4. - С. 2-7.

203. **Хусу, А.П.** Шероховатость поверхностей. Теоретико-вероятностный подход / А.П.Хусу, Ю.Р.Витенберг, В.А.Пальмов. - М.: Наука, 1975. - 344 с.

204. **Хэммит, Ф.** Начальный этап повреждения поверхности образцов в кавитационном сопле / Ф.Хэммит, Л.Баринка, М.Робинсон // Труды ASME. Сер. Д.- 1965.- № 2.- С. 221-236.

205. **Шатинский, В.Ф.** Определение напряжений в диффузионном покрытии, нанесенном на стержень, при растяжении / В.Ф.Шатинский, Ю.С.Сафаров, Р.Н.Гарлинский // Проблемы прочности.- 1982.- № 5.- С. 75-82.

206. **Шторх, В.** Ремонт и восстановление изношенных эрозией рабочих лопаток последних ступеней / В.Шторх, Ф.Мюль, В.Кун // Энергомашиностроение.- 1989.- № 2.- С. 24-27.

207. **Шубенко, А.Л.** Кинетическая модель каплеударной эрозии рабочих лопаточных аппаратов паровых турбин / А.Л.Шубенко, А.Э.Ковальский // Изв. АН СССР. Энергетика и транспорт.- 1989.- № 5.- С. 94–101.

208. **Черепанов, Г.П.** Механика разрушения композиционных материалов / Г.П.Черепанов. - М.: Наука, 1983. - 296 с.

209. **Чернецкий, Н.С.** Повреждения лопаток паровых турбин / Н.С.Чернецкий // Энергохозяйство за рубежом. - 1983. - № 1. - С. 10-14.

210. **Черный, Ф.** Эрозионная стойкость твердых сплавов, применяемых для уплотнительных поверхностей пароводяной арматуры / Ф.Черный // Электрические станции.- 1957.- № 4. - С. 20-23.

211. **Чжуан, И.** Моделирование траектории движения твердой частицы в турбулентном потоке / И.Чжуан, Д.Уилсон, Е.Лозовски // Современное машиностроение. Серия А.- 1990.- № 6.- С. 82-85.

212. **Чижик, А.А.** Эксплуатационные повреждения лопаток зоны влажного пара / А.А.Чижик, А.М.Клыпин, Н.Н.Ревякина, С.В.Марушин // Сб. научн. тр. / ЦКТИ им. И.И.Ползунова.- Л., 1987.- Вып. 237.- С. 83-88.

213. Эрозия / Под ред. К.Прис. - М.: Мир, 1982. - 464 с.

214. **Яблоник, Р.М.** Структура характеристики эрозионной стойкости материалов при каплеударном воздействии / Р.М.Яблоник, В.В.Поддубенко В.В. // Энергомашиностроение.- 1974.- № 8.- С. 23–25.

215. **Яблоник, Р.М.** Экспериментальные исследования эрозионной стойкости лопаточных материалов / Р.М.Яблоник, В.В.Поддубенко // Энергомашиностроение.- 1975.- № 11.- С. 29-31.

216. **Явельский, М.В.** Исследование методов антиэрозионной защиты рабочих лопаток паровых турбин: автореф. дисс. ... канд. техн. наук. – Л.: ЦКТИ, 1971. - 19 с.

217. **Янг, Д.** Инерционное осаждение капель тумана на лопатки паровой турбины / Д.Янг, К.Яо // Современное машиностроение. Серия А.- 1989.- № 4.- С. 74-82.

218. **Янг, Д.** Осаждение капель тумана и образование крупнодисперсной влаги в ЦНД паровых турбин / Д.Янг, К.Яо, П.Уотерз // Современное машиностроение. Серия А.- 1989.- № 4.- С. 89-98.

219. **Baker, D.W.** The resistance of materials to impact damage / D.W.Baker, K.H.Joliffe, D.Pearson // Phil. Trans. of Royal Soc. – 1966.- A260.- P. 193-203.

220. **Baker, D.W.** / D.W.Baker, D.E.Elliott, D.G.Yones, D.Pearson // Proc. Int.Conf. Rain Erosion, 2nd. - 1967.- P. 449.

221. **Bowden, F.P.** The brittle fracture of solid by liquid impact, by solid impact and by shocks / F.P.Bowden, Y.E.Field // Phil. Trans. of Royal Soc.- 1964.- A282.- P. 331–352.

222. **Brossa, F.** Thermal conductivity and shock resistance of vacuum plasma sprayed cermet coatings / F.Brossa, H.Gruner // Proc. World Congr. High Tech. Ceram. Technology, Milan, 24-28 June, 1986. – 1986.- P. 2309-2325.

223. **Buchanan, E.R.** An overview of erosion resistant coating for steam path surfaces / E.R.Buchanan // Turbomachinery Int.- 1987.- Vol. 28.- № 1.- P. 25-27.

224. **Cai, J.K.** Phenomena of a liquid drop falling to a liquid surface / J.K.Cai // Exp. Fluids.- 1989.- Vol. 7.- № 6.- P. 388-394.

225. **Clark, E.** New diffusion alloys reduce steam turbine overhauls / E.Clark // Turbomachinery Int. - 1984. - Vol. 25.- № 1.

226. **El-Soyed, A.F.** Effects of secondary flow on particle motion and erosion in a stationary cascade / A.F.El-Soyed, R.Lasser, W.T.Rouleau // Int. J. Heat and Fluid Flow.- 1986.- Vol. 7.- P. 146-154.

227. **Engel, O.G.** Impact of liquid drops / O.G.Engel // Symp. Eros. Cavitat., ASTM STP 307.- 1961.- P. 3-16.

228. **Engel, O.G.** A Study of Composite Coatings for Rain Erosion Protection of Radomes / O.G.Engel // Proc. 4th Int. Conf. Rain Eros., 1974, p. 715-722.

229. EPRI issues license for corrosion resistance technology // Gas Turbine World. - 1988.- Vol. 18.- № 1.- P. 42.

230. Erosion of Steam Turbine Blades / Philos. Trans. Roy. Soc. London. - 1966. - A260.- № 1110. - P. 216-219.

231. **Gilmore, F.R.** The growth and collapse of a spherical bubble in a viscous compressible liquid / F.R.Gilmore / Rep, 26 - 4 California Inst. of Techn., Hydrodyn. Lab., 1952.

232. **Gruber, H.** Long term experience with erosion in wet steam turbines / H.Gruber, K.Reinhard // Combustion. - 1979. - Vol. 50. - № 9. - P. 11-14.

233. **Hamed, A.** Particulate flow dynamics and erosion in gas turbines / A.Hamed, W.Tabakoff // Proc. 7th Int. Conf. on Erosion by Liquid and Solid Impact, Cambridge, 1987, p. 77/1-77/8.

234. **Hammit, F.** Laboratory scale devices for rain erosion simulation / F.Hammit // Proc. 2nd Int. Conf. Rain Erosion.- 1967.- P. 650-661.

235. **Harlow, F.H.** The splash of a liquid drop / F.H.Harlow, J.P.Shannon // J. Appl. Phys.- 1967.- Vol. 38.- № 10.- P. 3855-3866.

236. **Heymann, F.Y.** / F.Y.Heymann // Proc. Int. Conf. Rain Erosion, 2nd.- 1967.- P. 683-689.

237. **Hoff, G.** Material destruction due to liquid impact / G.Hoff, G.Langbein, H.Rieger // Erosion by Cavitation or Impingement, ASTM STP 408.- 1967.- P.42-70.

238. **Huppman, H.** Haifigkeit und Ursachen von Chaden on Bauteilen Dampfturbinen / H.Huppman // Mashinenschaden.- 1970.- № 1.- S. 1-6.

239. **Hwang, Y.B.** On liquid-solid impact phenomena / Y.B.Hwang, F.G.Hammit // Cavitation and Polyphase Flow Forum, 1976. Joint Meeting Fluid End. Div. and Gas Turbine Div. ASME, 1976.- N.Y., 1976.- P. 24-27.

240. Induction brazing of turbine blades // Ind. Heat. - 1971. - Vol. 38.- № 11.- P.2126-2148.

241. **Kannappkakasam, B.** Computer predictions of threedimensional particle trajectories in gas turbines / B. Kannappkakasam, A.Brown // Int. J. Heat and Fluid Flow.- 1987.- Vol. 8.- № 3.- P. 195-204.

242. **Krzyzanowski, Y.** The influence of droplet size on the turbine blading erosion hazard / Y.Krzyzanowski, Z.Sprengiel // Trans. of the ASME. J. Eng. Power.- 1978.- Vol. 100.- № 4.- P. 561-565.

243. **Krzyzanowski, Y.** Comments on accuracy in predicting steam turbine blading erosion / Y.Krzyzanowski // Proc. 6th Int. Conf. on Erosion by Liquid and Solid Impact, Cambridge, 5-6 Sept. 1983.- P. 26/1–26/12.

244. **Krzyzanowski, Y.** The influence of erosion onto profile losses and steam turbine stage efficiency determination / Y.Krzyzanowski, Z. Sprengiel // Turbomachinery Performance.- 1986.- Vol. 37.

245. **Krzyzanowski, Y.** On predicting steam turbine blading erosion and turbine efficiency determination / Y.Krzyzanowski // ASME [Pap.].- 1988.- № GT224.- P. 1-9.

246. **Krzyzanowski, Y.** Erosia lopatek turbin parowych / Y.Krzyzanowski. - Wroclaw, 1991.- 372 s.

247. **Lesser, M.B.** The geometric wave theory of liquid impact / M.B.Lesser, Y.E.Field // Proc. 6th Int. Conf. on Erosion by Liquid and Solid Impact, Cambridge, 5 – 8 Sept. 1983.- P. 17/1–17/9.

248. **Makansi, J.** Chemical plant uprates gas turbine with compressor-blade coating / J.Makansi // Power. - 1983. - № 5. - P. 127.

249. **Makansi, J.** Cut turbine losses caused by solid-particle erosion of blades / J.Makansi // Power. - 1986. - Vol. 130.- № 1.- P. 45-47.

250. **Marriott, Y.M.** The erosion of a cobalt-chromium alloy by liquid impact / Y.M.Marriott, G.Rowden // Phil. Trans. of Royal Soc.- 1966.- A260.- Vol. 1110.- P. 144-149.

251. **Mousson, S.M.** Pitting resistance of metals under cavitation conditions / S.M.Mousson // Trans. of the ASME.- 1937.- Vol. 59.- № 5.- P. 399–408.

252. **Ortolano, R.** Steam turbine blading maintenance. Part 2 / R.Ortolano // Turbomachinery Int.- 1979.- Vol. 20.- № 6.- P. 16-18, 20-23.

253. **Pollard, D.** An evaluation of low-pressure steam-turbine blade erosion / D.Pollard, M.Lord, E.Stockton // GEC J. of Science and Technology.- 1983.- Vol. 49.- № 1.- P. 29-34.

254. **Rensen, E.** The Erosion of Composite Coatings / E.Rensen // Proc. 4th Int. Conf. Rain Eros., 1974, p. 485-489.

255. **Restall, J.** Metallic diffusion and overlay coatings / J.Restall, M.Malik, L.Singheiser // Proc. Conf. High Temp. Alloys Gas Turbines and Appl., 1986., Liege.- 1986.- 6-90 ct.

256. **Ruml, Z.** The evaluation of the erosion resistance of steam turbine blade material / Z.Ruml, M.Orna, A.Liska // Proc. 6th Int. Conf. on Erosion by Liquid and Solid Impact, Cambridge, 5 – 8 Sept. 1984.- P. 28/1–28/7.

257. **Ruža, V.** Príspevok k spajkovanin ochranných stelitových dostisiek na lopatky z Ti zliatiny / V.Ruža, A.Bendis // Strojirenstvi. - 1974.- Vol. 24.- № 12.- P. 736-742.

258. **Schofield, P.** Steam turbine-generator performance improvement resulting from redesigning to minimize solid-particle erosion damage / P.Schofield, D. Lantzy // Proc. Amer. Power Conf., Vol. 48 / 48th Annu. Meet., Chicago, Apr. 14-16, 1986.- 1986.- P. 173-182.

259. **Stanisa, B.** Erosion process on the last stage rotor blades of turbines in service / B. Stanisa, M.Dicko, K.Puclavec // Proc. 7th Int. Conf. on Erosion by Liquid and Solid Impact, Cambridge, 7 - 10 Sept. 1987.- P. 16/1–16/7.

260. **Stattin, H.** Operating Reliability of Steam Turbines / H.Stattin, K.Knudsen // Proc. 1st Parsons Int. Turbine Conf., Dublin, 28-29 June, 1984.- London, 1984, p. 65-79.

261. **Stetina, K.** Protection of Steam Turbine Titanium Blades Against Erosion / K.Stetina // Proc. of 6th Conf. on Steam Turbines of Large Output / Plžen, 16-19 Sept. 1975.

262. **Storch, W.** Entwicklungsstand und perspektiven des regenerierens von turbinenschaufeln / W.Storch, F.Muhl, W.Kuhn // Energietechnik.- 1990.- № 1.- S.2–8.

263. **Stridh, B.** Solid particle erosion of thin ceramic coatings / B.Stridh, P.Hedenquist, M.Ollson, S.Soderberg // Proc. 7th Int.

Conf. on Erosion by Liquid and Solid Impact, Cambridge, 7-10 Sept. 1987.- P. 19/1–19/8.

264. **Stringer, J.** Role of Coatings in Energy - producing Systems: an Overview / J.Stringer // Mater. Sci. and End .- 1987.- Vol. 87.- P. 1-10.

265. Thermische Spritzschichten fur Gasturbinen // Oberflache+JOT. - 1986.- 26.- № 11.- S. 32,34.

266. **Thiruvengadam, A.** The concept of erosion strength/ A.Thiruvengadam // Erosion by Cavitation and Impingement, ASTM STP 408.- 1967.- P. 168–177.

267. **Thomas, G.P.** Drop impingement erosion of metals / G.P.Thomas, Y.H.Brunton // Proc. of the Royal Soc. - 1979.- A314.- P. 549–565.

268. **Ting, T.** Propagation of stresses gradient throught the inclusion / T.Ting, S.Chou // J. Appl. Mech.- 1973.- Vol. 40.- № 3.- P. 581–587.

269. **Vitale, D.** Erosion tests of steam turbine blade materials / D.Vitale // Power Eng. - 1982.- Vol. 86.- № 1. - P. 54-55.

270. **Wallon, M.** Last stage blading: a key factor in steam turbine development / M.Wallon // Alstom Review.- 1987.- № 9.- P. 3-16.

271. **Wurz, D.** Experimentelle Untersuchung der Stromungsverhaltens dunner Wasserfilme und deren Ruckwirkung gleichgerichteten Luftstrom massiger bis hoher Unterschallgeschwindigkeit: Dissertation, T.H. Karlsruhe, 1971.

ПРЕДМЕТНЫЙ УКАЗАТЕЛЬ

А

Амплитуда рассеяния нормированная 114

В

Вероятность безотказной работы 153, 165

Волна напряжения

- -, дифракция 106, 110-112

- -, интерференция 108

- -, отражение 107

- -, преломление 107

- -, рефракция 91

Г

Граница геометрической тени 110, 112-114

Граф

- взаимного влияния механизмов разрушения покрытий 127

- ориентированный движения волн напряжений 99-103

Груз балансировочный 45, 46

Д

Диаграмма вибрационная 179

Дифракция 106

Длина усталостной трещины

- - - критическая 144

- - - предельная 178, 179

З

Задача

- минимизации нелинейного функционала 169

- нелинейной условной оптимизации 36, 38-40, 157-159

- целочисленного условного линейного программирования 34, 35

Заклепка 44, 45

Закон

- изменения микротвердости 93

- Снеллиуса 106, 108, 112, 123

Закон распределения

- - двухмодальный 104

- - нормальный 16, 17, 183-185

Затраты удельные единовременные 6, 18, 21

Защита лопаток

- - композиционными материалами 74

- - стеллитовая 46-51, 54-56, 59, 60, 72, 73
- -, классификация 41

Зона

- геометрической тени 106-108
- пластичности 177
- эрозии 29, 30, 152-154

И

Износ предельный 29, 30, 32

Импеданс акустический 94, 108, 129, 164, 166

Интеграл

- Зоммерфельда-Малюжинца 111
- эллиптический второго рода 146

К

Капля вторичная 211-223

Карта обследования эрозионного состояния турбинной ступени 205

Коэффициент

- интенсивности напряжений 145, 146, 148, 176
 - - - критический 145, 176, 177
 - - - пороговый 149
- поправочный 97, 117, 118, 125, 129
- Пуассона 89
- рефракции поправочный 91, 92, 132

Кратность волны 108, 109

Кривая эрозии кинетическая 6-11, 82, 83, 87

Критерий

- момента наступления срока замены лопатки
 - - - - - технический 22, 25-27
 - - - - - экономический 21, 25
- согласия Колмогорова-Смирнова 25, 183, 185

М

Метод

- Монте-Карло 9, 165
- набора стеллитовых пластин селективный 48
- Эйлера 11

Микротвердость (твердость) 167-174

Микрошероховатость (шероховатость) 103-106, 162-167

Модель

- Броека Д. 176
- волновая 88-125
- материала, неоднородного по глубине 89-93, 122
- отслаивания эрозионностойкого слоя вероятностная 135-140

- растрескивания эрозионностойкого слоя вероятностная 140-151
 - регрессионная 199
 - роста усталостной трещины в покрытии 144-147
 - эрозионного разрушения поверхности вероятностная 126-135
- Модуль упругости (Юнга) 89, 181

Н

- Надежность 151-154
 Накладка эрозионностойкая 56-60

О

- Обеспечение системы диагностики
- - - алгоритмическое 195
 - - - информационное 196-200
 - - - программное 195, 196
 - - - техническое 192-194
- Осаждение капель 211, 215, 219, 222, 223
 Отслаивание покрытия 135-140

П

- Планирование ортогональное центральное композиционное 134
 Повреждение эрозионно-усталостное единичное 128, 133, 138
 Покрытие эрозионностойкое 52-54
- - борированием диффузионным 65
 - - гальваническое 67, 78
 - - гидрофильное 67
 - - детонационное 78
 - - диффузионным осаждением 65, 77, 78
 - - закалкой токами высокой частоты (ТВЧ) 63, 64, 77, 81
 - - ионным напылением 65
 - - плазменное 64, 65, 75-77, 86
 - - карбидом вольфрама 65
 - - керамическими материалами 70
 - - многослойное 68, 93-103
 - - плазменное сплавом КБХ 64, 75, 76, 81
 - - плазменное сплавом колманой 27, 64, 75, 81
 - - электроискровое сплавом Т15К6 62, 64, 75, 77, 81, 130, 131
 - - электролитическое хромовое 64, 78, 82, 131, 159, 160
- Потери
- материала 172
 - экономические 6
- Профилограмма 106

Р

Разбрызгивание 211

Ресурс

- гамма-процентный 27, 152-154
- - остаточный 32

С

Связь

- адгезионная 135, 139
- демпферная 219-221

Скорость

- пороговая 42
- ударной волны 89

Сила Кориолиса 214

Силы переменные аэродинамические 59

Система технической диагностики 32, 187-205

Состояние напряженно-деформированное 95-98, 116-121, 124, 125, 141-143, 155, 163

Спираль Корню 115

Среда дискретно-неоднородная 90, 122

Срок замены эродированной лопатки 21-26

- - - - оптимальный 35, 36

Степень упрочнения рациональная 172-174

Стойкость эрозионная 17, 47, 80, 130, 164, 165

Суперпозиция волн напряжений 96

Схема

- взаимодействия волн напряжений 109, 110
- лучевая 94
- роста усталостной трещины в покрытии 145

Т

Твердость 47

- оптимальная 168, 171
- по Бринеллю 89

Теорема

- Вольтерра 90
- Ляпунова центральная предельная 13

Теория лучевая распространения волн напряжений 94

Толщина покрытия 154-161

- - оптимальная 156-161
- - переходная 130, 132, 156, 161
- - пороговая 129, 134, 168
- - предельная 140, 156, 158-161
- - рациональная 156-161

Трещина усталостная 59, 140-151

- - остановившаяся 149

Трещиностойкость 175-179

У

Угол рикошетирования 210

Уравнение

- Гельмгольца 111

- движения сферической капли 214

- Розина-Раммлера 212

Упрочнение поверхностное

- - закалкой лазерной 67, 86

- - ионной имплантацией 79

- - трением 66

- - ультразвуковое 66

Уровень графа 101-103

Ф

Форма колебаний лопатки собственная 180

Формула

- Герца 89

- Рэйли 179-181

- Формана 145, 178

Функция целевая 34, 36, 38, 157

Ч

Частота лопатки собственная 22, 25, 180, 181, 183-186

Число

- Вебера 210, 213

- Рейнольдса 213

Х

Характеристика

- лопаточного аппарата вибрационная 179-186

- рассеяния геометрическая 113-115

Ц

Цепь Маркова 33, 138

Цикл изменения напряжения 98, 120, 121, 137

Э

Экспресс-метод коррекции вибрационных диаграмм 186

Эффект замены лопаток экономический 13-18, 34-38

ОГЛАВЛЕНИЕ

| | |
|---|-----|
| ПРЕДИСЛОВИЕ К Т.3..... | 3 |
| ГЛАВА 6. ОСНОВЫ ФОРМИРОВАНИЯ СТРАТЕГИИ РЕМОНТА ЭРОДИРУЮЩИХ ТУРБИННЫХ СТУПЕНЕЙ С ЗАМЕНОЙ ПРЕДЕЛЬНО ИЗНОШЕННЫХ РАБОЧИХ ЛОПАТОК..... | 4 |
| 6.1. Вероятностная оценка экономической эффективности и кинетики показателей экономичности турбинных ступеней при известной стратегии замен рабочих лопаток..... | 5 |
| 6.2. Планирование стратегии замен эродированных рабочих лопаток..... | 21 |
| 6.3. Оптимизация стратегии замен эродированных рабочих лопаток..... | 34 |
| ГЛАВА 7. ПАССИВНЫЕ МЕТОДЫ ПРОТИВОЭРОЗИОННОЙ ЗАЩИТЫ КОНСТРУКТИВНЫХ ЭЛЕМЕНТОВ ПРОТОЧНОЙ ЧАСТИ ПАРОВЫХ ТУРБИН..... | 41 |
| 7.1. Метод пассивной защиты элементов турбинного диска от гидроабразивной эрозии..... | 42 |
| 7.2. Селективный метод набора защитных стеллитовых пластин рабочих лопаток..... | 46 |
| 7.3. Защита поверхности конструктивных элементов покрытиями и различными видами упрочнения..... | 52 |
| 7.3.1. Конструкция и опыт применения различных типов эрозионностойкой поверхностной защиты конструктивных элементов влажнопаровых турбин..... | 54 |
| 7.3.2. Экспериментальные исследования эрозионной стойкости материалов для защитных покрытий конструктивных элементов влажнопаровых ступеней..... | 71 |
| 7.3.3. Волновые модели формирования напряженного состояния конструктивных элементов с покрытиями и упрочнением..... | 88 |
| 7.3.4. Вероятностные модели механизмов исчерпания ресурса поверхностной противоэрозионной защиты..... | 125 |

| | |
|--|-----|
| 7.3.5. Выбор конструктивных параметров эрозионностойких покрытий..... | 151 |
| 7.3.6. Выбор рациональной степени упрочнения и закона изменения твердости по толщине поверхностной защиты..... | 167 |
| 7.4. Рабочая лопатка с кромками повышенной эрозионной и усталостной стойкости..... | 174 |
| 7.5. Метод приближенной оценки изменения вибрационных характеристик лопаточного аппарата при отрыве стеллитовых пластин..... | 179 |
| ГЛАВА 8. ПОДСИСТЕМА ТЕХНИЧЕСКОЙ ДИАГНОСТИКИ ЭРОЗИОННОГО СОСТОЯНИЯ ЛОПАТОЧНЫХ АППАРАТОВ ПАРОВЫХ ТУРБИН..... | 187 |
| 8.1. Функциональные возможности и технические требования к подсистеме диагностики..... | 187 |
| 8.2. Состав функционального обеспечения подсистемы диагностики..... | 190 |
| 8.3. Схема функционирования подсистемы диагностики..... | 200 |
| ЗАКЛЮЧЕНИЕ | 206 |
| ПРИЛОЖЕНИЕ. Оценка расходных параметров потоков вторичных капель, образующихся при разбрызгивании пленок жидкости в процессе взаимодействия с каплями влаги..... | 210 |
| СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ | 224 |
| ПРЕДМЕТНЫЙ УКАЗАТЕЛЬ К Т.3 | 249 |

Научное издание

Александр Валерьевич Лагерев

**ЭРОЗИЯ ПАРОВЫХ ТУРБИН:
ВЕРОЯТНОСТНЫЙ ПОДХОД**

Т.3. ПРЕДОТВРАЩЕНИЕ ЭРОЗИИ ПАРОВЫХ ТУРБИН

Редактор

А.Т.Иванова

Компьютерный набор

Э.Н.Воронкова

Художественное оформление

С.Е.Никитин

Подписано в печать с оригинала-макета . Формат 60x84¹/₁₆

Печать на ризографе. Бумага офсетная. Усл. п.л. 15,0

Уч.-изд. л. 15,0 Тираж 500 экз. Заказ

Издательство «Машиностроение -1»
107076, г. Москва, Стромьинский пер., 4

Отпечатано в лаборатории оперативной полиграфии БГТУ
241035, г. Брянск, ул. Институтская, 16