

Строительные конструкции

УДК 624.072.2.014.2-415:624.014

© Г. И. Белый, д-р техн. наук, профессор
© Е. А. Матвеев, аспирант
(Санкт-Петербургский государственный
архитектурно-строительный университет,
Санкт-Петербург, Россия)
E-mail: office@erkon.ru, egormatveev7798@gmail.com

DOI 10.23968/1999-5571-2026-23-2-27-36

© G. I. Belyi, Dr. Sci. Tech., Professor
© E. A. Matveev, post-graduate student
(Saint Petersburg State University
of Architecture and Civil Engineering,
St. Petersburg, Russia)
E-mail: office@erkon.ru, egormatveev7798@gmail.com

ВЛИЯНИЕ ПОВРЕЖДЕНИЙ НА УСТОЙЧИВОСТЬ ЭЛЕМЕНТОВ СТАЛЬНЫХ КОНСТРУКЦИЙ ПО ИЗГИБНО-КРУТИЛЬНОЙ ФОРМЕ

INFLUENCE OF DAMAGES ON BENDING-TORSIONAL STABILITY OF STEEL STRUCTURE ELEMENTS

Объектом исследования выступает устойчивость стержневых элементов эксплуатируемых стальных конструкций. Для решения поставленной задачи используется обратный численно-аналитический метод. В его основе лежит упругая модель элемента, дополненная эквивалентным догружением фиктивными силами, которые учитывают физическую нелинейность материала и локальное повреждение в виде выреза — как обобщенное повреждение, к которому могут привести коррозия металла, вызывающая потерю местной устойчивости, местные погиби пластинок, составляющих стержневой элемент. На примере расчета двутаврового элемента колонного типа установлено, что влияние повреждения, нарушающего симметричность сечения, зависит от площади ослабления и его расположения относительно вектора действующих усилий. Так, при ослаблении полки на 1,9–13,0 % от общей площади сечения устойчивость снижается на 2,4–37,0 % соответственно. При этом максимальное снижение происходит в несколько раз больше по сравнению с площадью ослабления. Расположение ослабления в менее нагруженной зоне практически не оказывает существенного влияния.

Ключевые слова: устойчивость поврежденного элемента, влияние повреждений, физическая нелинейность, коррозионное повреждение.

The object of research in this work is the stability of the core elements of steel structures. The inverse numerical-analytical method is used to solve this problem. It is based on an elastic model of the element, supplemented by equivalent loading by fictitious forces that take into account the physical nonlinearity of the material, local damage in the form of a cutout, as generalized, to which metal corrosion can be reduced, causing loss of local stability, local destruction of the plates that make up the core element. Using the example of calculating an I-beam column-type element, it has been found that the effect of damage that violates the symmetry of the section depends on the area of weakening and its location relative to the vector of acting forces. Thus, when the shelf is weakened by 1.9–13.0 % of the total cross-sectional area, stability decreases by 2.4–37.0 %, respectively. In this case, the decrease is several times greater than the attenuation area. The location of the attenuation in a less stressed area has practically no significant effect.

Keywords: stability of damaged element, damage effect, physical nonlinearity, corrosion damage.

Введение

При проведении работ по реконструкции и технологическому переоснащению промышленных предприятий первостепенное

значение приобретает достоверная оценка несущей способности элементов стальных конструкций с дефектами и повреждениями. Стальные конструкции характеризуются вы-

сокой степенью восприимчивости к различного рода дефектам и повреждениям, возникающим как в процессе изготовления и монтажа, так и при дальнейшей эксплуатации. Подобные накопленные несовершенства, усугубляемые развитием коррозионных повреждений, существенно ускоряют износ конструкций, приводя к снижению несущей способности и переводу их в категорию ограниченно работоспособных, а в отдельных случаях — к полной потере эксплуатационной пригодности. Согласно литературным данным [1–4], подобные факторы могут служить причиной масштабных аварий.

Вопросу влияния дефектов и повреждений на устойчивость уделялось значительное внимание. Исследованиями устойчивости стержней с дефектами и повреждениями занимались Н. Г. Сотников [5] (сечения из спаренных уголков), Л. К. Эдо [6] (сечения из одиночных уголков), Е. М. Мункуева [7] (крестовые сечения) и Э. Б. Кацеф [8] (решетчатые стойки). Однако данные исследования не позволяют перенести полученные результаты на элементы двутаврового и других типов сечения. Кроме того, остается практически не изученным влияние коррозионного износа на потерю местной устойчивости, которая, в свою очередь, является ключевым фактором, существенно снижающим общую устойчивость элементов.

Напомним, что к наиболее распространенным дефектам и повреждениям стоит отнести [9] искривление оси элемента, расцентровку узлов, местные погиби, коррозионные повреждения общего и местного характера, а также ослабления сечения (вырезы, вырывы и др.).

В данной работе используется обратный численно-аналитический метод [11] для решения задачи устойчивости поврежденных элементов по изгибно-крутильной форме. Исследование влияния рассматриваемых повреждений на устойчивость по изгибной форме представлено в работе [9].

Расчетная схема поврежденного элемента

Рассмотрим задачу устойчивости по изгибно-крутильной форме на примере двутаврового стержня как наиболее широко распространенного элемента в практике строительства, который выделяется из конструкции по расчетной длине $l_{ef,y} = \mu_y \cdot l$. Согласно «нормативному»¹ методу расчета, стержень рассматривается как шарнирно закрепленный на торцах. Концевые сечения имеют возможность свободной деформации, угол закручивания отсутствует. На стержень действуют продольная сила N^0 с равными концевыми эксцентриситетами в плоскости большей жесткости $e_{y*}^0 = e_{y,u}^0 + e_{f,u}^0$ и случайный эксцентриситет $e_{x*,cl}^0 = e_{x,cl}^0 + e_{f,v}^0 = (l/750 + i_y/20) + e_{f,v}^0$ из этой плоскости. При этом величина $e_{y,u}^0$ определяется по максимальному изгибающему моменту в средней трети длины стержня ($e_{y,u}^0 = M_{x,cr}^0 / N^0$), а $e_{f,u}^0$ и $e_{f,v}^0$ принимаются эквивалентными начальным искривлениям оси [12].

Деформационная задача решается на упругой модели стержня с постоянной жесткостью (рис. 1, а), нагруженной продольной силой N^* с двухосным эксцентриситетом e_y^* и $e_{x,cl}^*$.

Физическая нелинейность учитывается введением в расчетную схему (рис. 1, б) эквивалентной фиктивной силы $N_{ф1}^0$, приложенной на торцах с эксцентриситетом $e_{y,ф1}^0$ и $e_{x,ф1}^0$.

Локально поврежденный элемент с вырезом длиной l_{loc} и шириной b_{loc} (см. рис. 1, а) заменяется на неповрежденный (см. рис. 1, б) с компенсирующим догружением локальной фиктивной силой $N_{ф2}^0$ с двухосным эксцентриситетом $e_{y,ф2}^0$ и $e_{x,ф2}^0$.

Таким образом, задачу устойчивости сжато-изогнутого в двух плоскостях упругопластического стержня с локальным поврежде-

¹ СП 16.13330.2017. Стальные конструкции. Актуализированная редакция СНиП II-23-81* (с поправкой, с изменениями № 1–6). М.: Стандартинформ, 2019. 175 с.

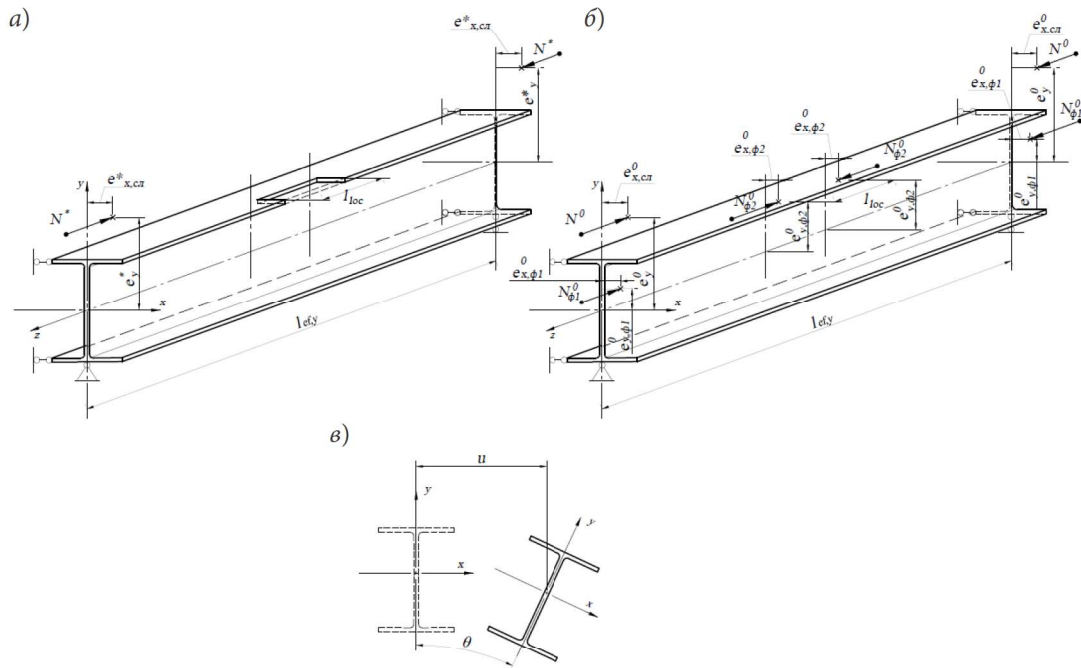


Рис. 1. Расчетные схемы стержня: а — упругопластического с локальным повреждением (вырезом); б — неповрежденного упругого; в — схема деформирования

нием (вырезом) сводим к задаче неповрежденного упругого с дополнительным догрузением фиктивными силами с двухосными эксцентриситетами: $N_{\phi 1}$, компенсирующей развитие пластических деформаций; $N_{\phi 2}$, учитывающей влияние локального повреждения.

Решение деформационной задачи упругого неповрежденного элемента

Для исследования деформированных состояний используем деформационную теорию тонкостенных упругих стержней, обобщенную Е. А. Бейлиным [13], в соответствии с которой дифференциальные уравнения равновесия поставленной задачи имеют вид [12]

$$\left. \begin{aligned} EI_y u'' + N^0 \left[u + (e_{y*,u}^0 - a_y) \theta \right] v = \\ = -N^0 e_{x*}^0 - N_{\phi 1}^0 e_{x,\phi 1}^0 - N_{\phi 2}^0 e_{x,\phi 2}^0 \Big|_{l_{loc}}, \\ EI_w \theta^{IV} + GI_k \theta'' + N^0 (e_{y*,u}^0 - a_y) u'' + N^0 i_A^2 \theta = 0. \end{aligned} \right\} (1)$$

Следуя [14], построим решение системы (1) как линейную комбинацию частных

решений недеформационного расчета и бифуркационных задач устойчивости:

$$\left. \begin{aligned} u = (U_H + U_{\phi 1}) \cdot 4 \cdot (\bar{z} - \bar{z}^2) + U_D \sin \pi \bar{z} + \\ + U_{\phi 2} 4 \left\{ \bar{z} \frac{l_{loc}}{l} - \left[\bar{z} - \frac{1}{2} \left(1 - \frac{l_{loc}}{l} \right) \right]^2 \right\} \Big|_{\bar{z}=0,5-l_{loc}/2l}^{\bar{z}=1/2}, \\ \theta = \theta_D \sin \pi \bar{z}. \end{aligned} \right\} (2)$$

Для определения U_D и θ_D используем систему (1), в которую подставим общие соответствующие уравнения (2), в результате чего получим

$$\left. \begin{aligned} L_u = EI_y u_D'' + N^0 \left[u + \theta_D (e_{y*,u}^0 - a_y) \right] = 0; \\ L_\theta = EI_w \theta_D^{IV} + GI_k \theta_D'' + \\ + N^0 \left[(e_{y*,u}^0 - a_y) u'' + \theta_D i_A^2 \right] = 0. \end{aligned} \right\} (3)$$

Применив к (3) алгоритм метода Бубнова-Галёркина, получим алгебраические уравнения $\int_0^1 L_u \sin \pi \bar{z} d\bar{z} = 0$ и $\int_0^1 L_\theta \sin \pi \bar{z} d\bar{z} = 0$, по которым определяются неизвестные константы U_D и θ_D .

Имея эти значения, представим напряженное состояние ($\bar{\sigma} = \sigma/R_y$) в наиболее нагруженном сечении ($\bar{z} = 0,5$):

$$\bar{\sigma}_i(\bar{x}, \bar{y}) = \Phi_{yc,i}^* + \Phi_{yc,i}^{loc} \times \left[\left(m_{x,u,i}^0 + m_{x,\phi 1,i}^0 \frac{\Phi_{yc,\phi 1,i}}{\Phi_{yc,i}^{loc}} \right) + m_{x,\phi 2,i}^0 \frac{\Phi_{yc,\phi 2,i}}{\Phi_{yc,i}^{loc}} \right] \bar{y} + \Phi_{yc,i}^{loc} \left[\left(m_{y,\phi 1,i}^0 + m_{y,\phi 1,i}^0 \frac{\Phi_{yc,\phi 1,i}}{\Phi_{yc,i}^{loc}} \right) K_{d,y1,i} + m_{y,\phi 2,i}^0 \frac{\Phi_{yc,\phi 2,i}}{\Phi_{yc,i}^{loc}} K_{d,y2,i} \right] \bar{x}, \quad (4)$$

где

$$\left. \begin{aligned} \Phi_{yc,i}^* &= \Phi_{yc,i}^{loc} + \Phi_{yc,\phi 1,i} + \Phi_{yc,\phi 2,i}; \\ K_{d,y1,i} &= 1 + \frac{\Phi_{yc,i}^{loc} \bar{\lambda}_y^2}{8} \left(1 - \frac{\Phi_{yc,i}^{loc} \bar{\lambda}_y^2}{\pi^2} \right)^{-1} \times \\ &\times \left(1 + 0,032 \frac{\Phi_{yc,i}^{loc} \bar{\lambda}_y^2}{\pi^2} + \theta_{d,i} \frac{8}{\pi^2} \frac{\rho_x}{\rho_y} \frac{m_x^0}{\left(m_{y,\phi 1,i}^0 + m_{y,\phi 1,i}^0 \frac{\Phi_{yc,\phi 1,i}}{\Phi_{yc,i}^{loc}} \right)} \right); \\ K_{d,y2,i} &= 1 + \frac{\Phi_{yc,i}^{loc} \bar{\lambda}_y^2}{8} \times \\ &\times \left(1 - \frac{\Phi_{yc,i}^{loc} \bar{\lambda}_y^2}{\pi^2} \right)^{-1} \left[\left(\frac{l_{loc}}{l} \right)^2 \left(\frac{2l}{l_{loc}} - 1 \right) \left(1 - \frac{\Phi_{yc,i}^{loc} \bar{\lambda}_y^2}{\pi^2} \right) + \right. \\ &\left. + 1,032 \frac{\Phi_{yc,i}^{loc} \bar{\lambda}_y^2}{\pi^2} \sin \frac{\pi l_{loc}}{2 \cdot l} + \theta_{d,i} \frac{8}{\pi^2} \frac{\rho_x}{\rho_y} \frac{m_x^0}{\left(m_{y,\phi 2,i}^0 \frac{\Phi_{yc,\phi 2,i}}{\Phi_{yc,i}^{loc}} \right)} \right]; \\ \theta_{d,i} &= 1,032 \frac{8}{\pi^2} \frac{\rho_y}{\rho_x} K_{1,i} K_{4,i} (K_{3,i} - K_{1,i} - K_{2,i})^{-1}; \\ K_{1,i} &= \left(m_{x,i}^0 \right)^2 \left(1 - \frac{\Phi_{yc,i}^{loc} \bar{\lambda}_y^2}{\pi^2} \right)^{-1}; \\ K_{2,i} &= \frac{i_A^2 + 2\beta_y m_{x,i}^0 \rho_x}{\rho_x^2} \frac{\pi}{\Phi_{yc,i}^{loc} \bar{\lambda}_y^2}; \\ K_{3,i} &= \left(1 + \frac{k^2 l^2}{\pi^2} \right) \frac{\pi^4}{\left(\Phi_{yc,i}^{loc} \right)^2 \bar{\lambda}_y^4} \frac{I_w}{I_y \rho_x^2}; \\ K_{4,i} &= m_{y,\phi 1,i}^0 + m_{y,\phi 1,i}^0 \frac{\Phi_{yc,\phi 1,i}}{\Phi_{yc,i}^{loc}}. \end{aligned} \right\} \quad (5)$$

Решение задачи устойчивости поврежденного элемента по изгибно-крутильной форме

Для анализа влияния повреждений на изгибно-крутильную устойчивость используется обратный численно-аналитический метод [15], примененный к разработанной расчетной схеме.

Деформационная задача решается путем задания конкретного i -го деформированного состояния в наиболее нагруженном волокне сечения, где относительная деформация $\bar{\epsilon}_{\max,i} = \epsilon_{\max,i} \cdot E/R_y$ достигает максимума. Величина деформации в задачах устойчивости зависит от гибкости элемента и находится в интервале $\bar{\epsilon}_{\max,i} \in [0,8;4]$. Большие значения соответствуют меньшим гибкостям в плоскости большей жесткости, а меньшие — большим.

i -е деформированное состояние задается действием упругой продольной силы N_i^* с двухосным эксцентриситетом $e_{y,i}^*$ и $e_{x,\phi 1,i}^*$ (см. рис. 1, а), что соответствует модели неограниченно упругого материала. Тогда в безразмерных параметрах напряженное и деформированное состояние можно представить в единой форме:

$$\bar{\sigma}_i^*(\bar{x}, \bar{y}) = \bar{\epsilon}_i^*(\bar{x}, \bar{y}) = \Phi_{yc,i}^* \left(1 + m_{x,i}^* \bar{y} + m_{y,\phi 1,i}^* \bar{x} \right), \quad (6)$$

где $\Phi_{yc,i}^* = \bar{\epsilon}_{\max,i} \left(1 + m_{x,\phi 1,i}^* + m_{y,i}^* \right)^{-1}$;

$$\Phi_{yc,i}^* = N_i^* / A \cdot R_y; \quad m_{y,\phi 1,i}^* = M_{y,\phi 1,i}^* / N_i^* \rho_y;$$

$$m_{x,i}^* = M_{x,i}^* / N_i^* \rho_x; \quad \bar{x} = x/x^*; \quad \bar{y} = y/y^*.$$

По заданному деформированному состоянию (6) с помощью алгоритма «Сечение» с учетом унифицированной диаграммы работы стали $\bar{\sigma} - \bar{\epsilon}$ (рис. 2) определяем величину:

- фактически действующей силы $\Phi_{yc}^{loc} = N^0 / A \cdot R_y$ с относительными недеформационным m_x^0 и деформационным m_y эксцентриситетами, учитывающую влияние повреждения;

- фиктивной силы $\Phi_{\phi 1}^0 = N_{\phi 1}^0 / A \cdot R_y$ с $m_{x,\phi 1}^0$ и $m_{y,\phi 1}^0$, характеризующую влияние физической нелинейности;

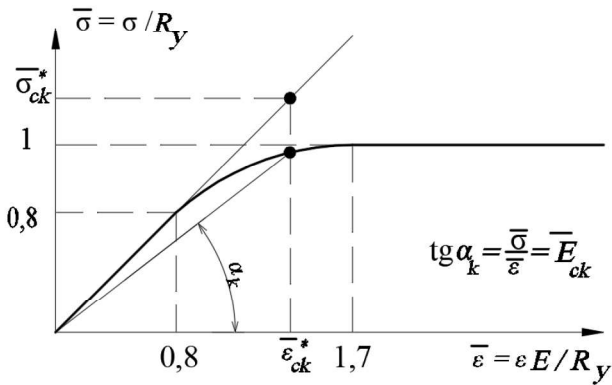


Рис. 2. Унифицированная диаграмма работы стали

• локальной фиктивной силы $\Phi_{\Phi 2} = N_{\Phi 2}^0 / A \cdot R_y$ с $m_{x,\Phi 2}^0$ и $m_{y,\Phi 2}^0$, определяющую влияние краевого выреза.

Таким образом, неизвестным остается только конечный относительный эксцентриситет m_y^0 силы N^0 с параметром Φ_{yc}^{loc} , который можно определить при сопоставлении напряженных состояний (4) и (6) при $\bar{x} = \bar{y} = 1$:

$$\begin{aligned} \bar{\varepsilon}_{\max,i} &= \Phi_{yc,i}^* + \Phi_{yc,i}^{loc} \times \\ &\times \left[\left(m_{x,u,i}^0 + m_{x,\Phi 1,i}^0 \frac{\Phi_{\Phi 1,i}}{\Phi_{yc,i}^{loc}} \right) + m_{x,\Phi 2,i}^0 \frac{\Phi_{yc,\Phi 2,i}}{\Phi_{yc,i}^{loc}} \right] \bar{y} + \\ &+ \Phi_{yc,i}^{loc} \left[\left(m_{y,сл,i}^0 + m_{y,\Phi 1,i}^0 \frac{\Phi_{yc,\Phi 1,i}}{\Phi_{yc,i}^{loc}} \right) \times \right. \\ &\left. \times K_{d,y1,i} + m_{y,\Phi 2,i}^0 \frac{\Phi_{yc,\Phi 2,i}}{\Phi_{yc,i}^{loc}} K_{d,y2,i} \right] \bar{x}. \quad (7) \end{aligned}$$

Тогда

$$\begin{aligned} m_{y,i}^0 &= \frac{\bar{\varepsilon}_{\max,i} - \left(\Phi_{yc,i}^* + m_{x,u}^0 \Phi_{yc,i} + \right. \\ &\left. + m_{x,\Phi 1,i}^0 \Phi_{yc,\Phi 1,i} + m_{x,\Phi 2,i}^0 \Phi_{yc,\Phi 2,i} \right)}{\Phi_{yc,i}^{loc} K_{d,y1,i}} - \\ &- m_{y,\Phi 1,i}^0 \frac{\Phi_{yc,\Phi 1,i}}{\Phi_{yc,i}^{loc}} \left(1 + \frac{m_{y,\Phi 2,i}^0 \Phi_{yc,\Phi 2,i} K_{d,y2,i}}{m_{y,\Phi 1,i}^0 \Phi_{yc,\Phi 1,i} K_{d,y1,i}} \right). \quad (8) \end{aligned}$$

Напомним, что классический расчет устойчивости при работе материала за пределами упругости базируется на анализе ступенчатого увеличения нагрузки вплоть до момента нарушения равновесного состояния системы. Данная процедура неизбежно связана с выполнением большого числа

итераций на каждом шаге загрузки, поскольку требуется учет как физической, так и геометрической нелинейности, что делает расчет трудоемким.

В нашем случае определение предельной силы, при которой происходит потеря устойчивости, осуществляется путем наращивания i -х деформированных состояний в сечении с наиболее нагруженным волокном $\bar{\varepsilon}_{\max,i} (0,8 + \Delta \bar{\varepsilon} \cdot i; \Delta \bar{\varepsilon} = 3,2/n; i = 1, 2, \dots, n)$, удерживая постоянными относительные конечные эксцентриситеты ($m_{x,i}^0 = \text{const}$ и $m_{y,i}^0 = \text{const}$) продольной силы N^0 (Φ_{yc}^{loc}). Данный подход позволяет существенно сократить время расчетов. На рис. 3 показана зависимость $\Phi_{yc,i}^{loc}$ от $\bar{\varepsilon}_i$. Видно, что коэффициенты устойчивости определяются максимальным значением $\Phi_{yc}^{уст} = \max(\Phi_{yc,i}^{loc})$.

Определение редукции сечения стержня, имеющего коррозионное повреждение

Рассмотрим коррозионное повреждение, вызывающее уменьшение толщины стенки и поясов на Δ_f , Δ_w ($t_f^* = t_f - \Delta_f$, $t_w^* = t_w - \Delta_w$). Это в свою очередь провоцирует увеличение условных гибкостей $\bar{\lambda}_f^*$ и $\bar{\lambda}_w^*$, значения которых начинают превышать допустимые $[\bar{\lambda}_f]$ и $[\bar{\lambda}_w]$. Как отмечалось в работе [10], участок пластинки, который превышает предельную гибкость ($\bar{\lambda}_f^* > [\bar{\lambda}_f]$, $\bar{\lambda}_w^* > [\bar{\lambda}_w]$), исключается из работы и считается ослаблением. Это позволяет перейти от критического состояния пластинки к ее ослаблению (редукции).

Значения предельных гибкостей пластинок $\bar{\lambda}_u = f(\bar{\varepsilon}_1, \alpha)$ устанавливаются по табл. 21 СП 294² или табл. 3.16 [16]. Предельная гибкость определяется условиями опирания продольных кромок и характером деформированного состояния. Поскольку распределение деформаций по ширине пластины происходит линейно, по значениям деформаций на крайних волокнах $\bar{\varepsilon}_f$ и $\bar{\varepsilon}_i$ определяем деформации на границах рассматри-

² СП 294.1325800.2017. Конструкции стальные. Правила проектирования (с изменениями № 1–3, с поправкой). М.: Стандартинформ, 2017.

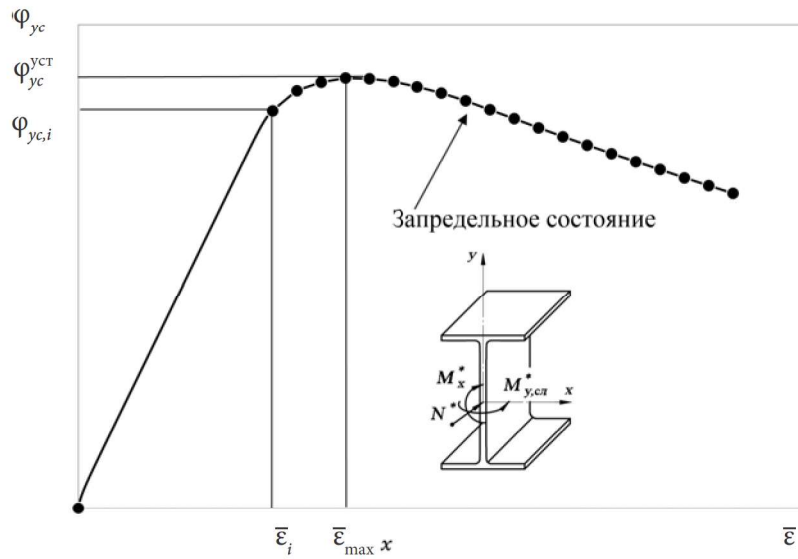


Рис. 3. График зависимости коэффициента продольной силы от максимальной относительной деформации при $m_{x,i}^0 = \text{const}$ и $m_{y,i}^0 = \text{const}$

ваемой пластины $\bar{\varepsilon}_s$ и $\bar{\varepsilon}_e$ (рис. 4). Деформированное состояние пластины описывается параметрами $\bar{\varepsilon}_1 = \max(\bar{\varepsilon}_s, \bar{\varepsilon}_e)$, $\bar{\varepsilon}_2 = \min(\bar{\varepsilon}_s, \bar{\varepsilon}_e)$ и $\alpha = (\bar{\varepsilon}_1 - \bar{\varepsilon}_2)/\bar{\varepsilon}_1$, причем последний (α) изменяется в диапазоне от нуля (центральное сжатие) до двух (чистый изгиб).

Ширина нерабочей части пластины определяется по формуле

$$b_{loc} = b_{ef} \left(1 - \frac{\bar{\lambda}_u}{\bar{\lambda}} \right),$$

где $\bar{\lambda} = \frac{b_{ef}}{(t - \Delta)} \sqrt{\frac{R_y}{E}}$ — приведенная гибкость пластины, поврежденной коррозией.

Ослабление, вызванное общим коррозионным повреждением, распространенным по всей длине стержня, в сочетании с учетом развития пластических деформаций может быть компенсировано одной фиктивной силой $N_{\phi 1}^0$, действующей по торцам элемента с двухосным эксцентриситетом $e_{y,\phi 1}^0$ и $e_{x,\phi 1}^0$.

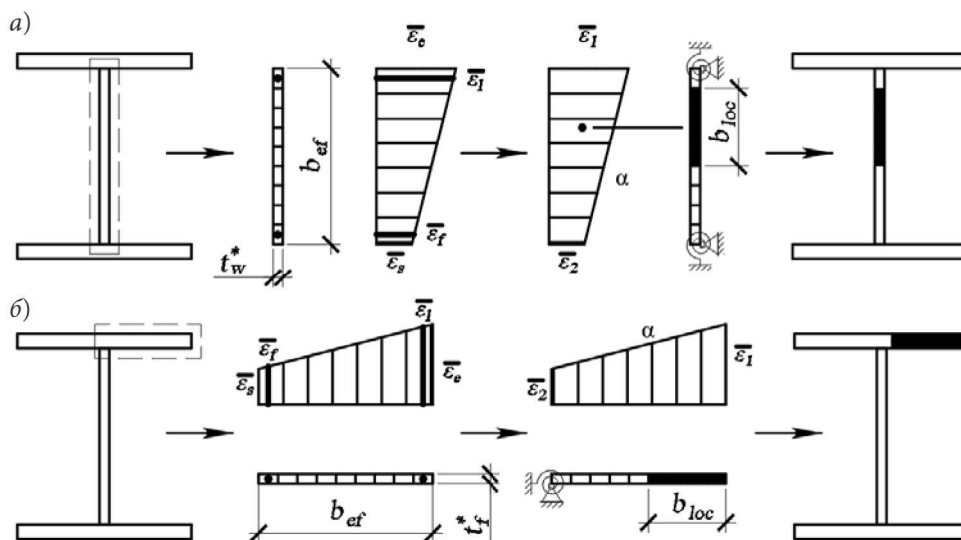


Рис. 4. Определение зоны редуции: а — стенки; б — полки

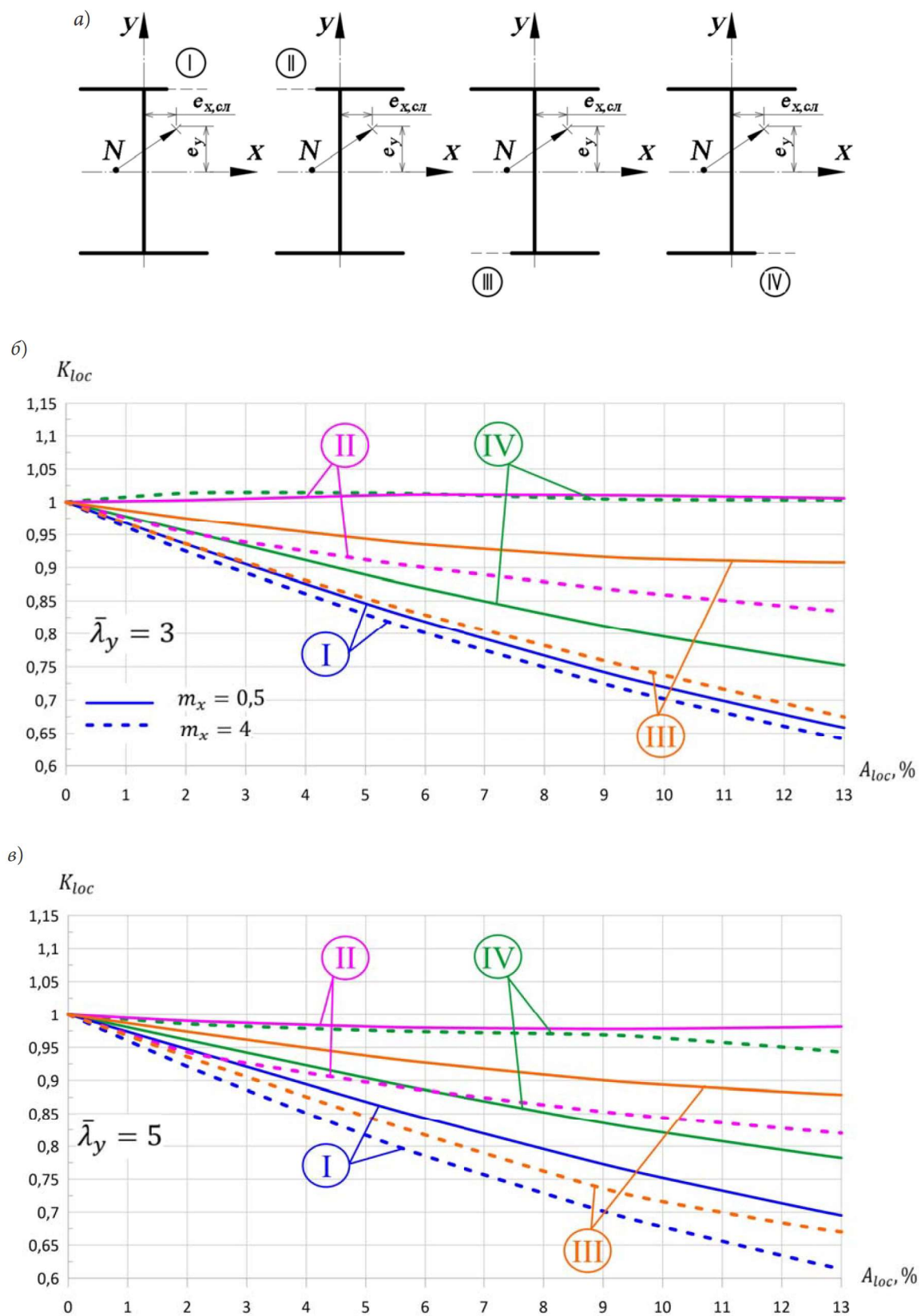


Рис. 5. Влияние площади $A_{loc}, \%$ и места расположения повреждения в сечении на устойчивость по изгибно-крутильной форме: а — место расположения повреждения; б — $\bar{\lambda}_y = 3$; в — $\bar{\lambda}_y = 5$

Местное коррозионное повреждение приводит к локальной потере устойчивости, которую можно заменить эквивалентным вырезом.

Влияние повреждения на изгибно-крутильную устойчивость стержневого элемента

Рассмотрим влияние места расположения повреждения в сечении, находящемся в средней части длины стержня ($1/3 \cdot l$), относительно эксцентриситетов действующей по торцам продольной силы (рис. 5, а) в зависимости от его относительной величины ($A_{loc} = b_{loc} \cdot t / A$), % и относительной гибкости $\bar{\lambda}_y$ на устойчивость двутаврового (колонный тип $\alpha_f = A_f / A_w = 1,0$) элемента. Выразим влияние повреждения в виде коэффициента $K_{loc} = \varphi_{yc}^{loc} / \varphi_{yc}$ (рис. 5, б и 5, в), определяемого как отношение коэффициента потери устойчивости поврежденного элемента φ_{yc}^{loc} к неповрежденному φ_{yc} .

Согласно результатам, представленным на рис. 5, б и 5, в, местное ослабление в средней части пролета по-разному влияет на устойчивость в зависимости от того, в какой зоне оно находится. Если ослабление площадью 1,9...13 % от полного сечения располагается в зоне I или III (наиболее нагруженных), устойчивость снижается на 5,0–37,0 % и 2,4–32,5 %, превышая относительную площадь повреждения в 2,6–3,1 и 2,4–2,7 раза соответственно. В менее нагруженных зонах I и IV наблюдается снижение на 0,9–26,1 % (в 1,1–2,2 раза больше A_{loc}) и незначительное увеличение до 1,1–1,3 % (в 0,2–0,7 раза меньше A_{loc}) устойчивости. Подобное повышение устойчивости связано с тем, что ослабление в зоне II смещает центр тяжести сечения, тем самым уменьшая значение m_y . В зоне IV аналогичный разгружающий эффект создает m_x .

Выводы

1. Установлено, что снижение устойчивости повреждениями, нарушающими симметрию сечения, существенно зависит от пло-

щади ослабления и схемы его расположения относительно действующих усилий.

2. Выявлена закономерность, связывающая параметры повреждения (его величину и место расположение в сечении) с уровнем снижения предельной нагрузки при потере устойчивости. Полученная зависимость, описываемая параметром K_{loc} , позволяет оценить остаточный ресурс эксплуатируемых стальных элементов с повреждениями

$$\frac{N}{K_{loc} \cdot c \varphi_y \cdot A R_y \gamma_c} \leq 1.$$

Библиографический список

1. Енджиевский Л. В., Тершкова А. В. Истории аварий и катастроф. Красноярск: Сиб. федер. ун-т, 2013. 438 с.
2. Лащенко М. Н. Аварии металлических конструкций зданий и сооружений Л.: Стройиздат, 1969. 183 с.
3. Шкинев А. Н. Аварии на строительных объектах, их причины и способы предупреждения и ликвидации. М.: Стройиздат, 1966. 308 с.
4. Сахновский М. М., Титов А. М. Уроки аварий стальных конструкций. Киев: Будівельник, 1969. 200 с.
5. Сотников Н. Г. Прочность и устойчивость элементов стальных конструкций из уголков, имеющих общие и местные дефекты и повреждения: дис. ... канд. техн. наук. Л., 1987. 157 с.
6. Лакусса К. С. Э. Прочность и пространственная устойчивость стержней из одиночных уголков, имеющих общие и местные дефекты и повреждения: дис. ... канд. техн. наук. СПб., 1993. 171 с.
7. Мункеева Е. М. Прочность и устойчивость элементов стальных конструкций крестового сечения, имеющих общие и местные дефекты и повреждения: автореф. дис. ... канд. техн. наук. СПб., 1999. 22 с.
8. Кацеф Э. Б. Несущая способность сквозных решетчатых стоек с дефектами и повреждениями в виде ослабления поперечного сечения: дис. ... канд. техн. наук. Липецк, 1999. 201 с.
9. Матвеев Е. А. Влияние дефектов и повреждений на устойчивость элементов стальных конструкций по изгибной форме // Вестник гражданских инженеров. 2024. № 6 (107). С. 52–60.
10. Белый Г. И., Матвеев Е. А. Совершенствование метода расчета поврежденных элементов стальных конструкций // Вестник МГСУ. 2024. Т. 19, № 4. С. 544–556.

11. Белый Г. И., Гаринов А. И. Новый практический метод проверки устойчивости тонкостенных элементов стальных конструкций // Промышленное и гражданское строительство. 2025. № 5. С. 20–30.

12. Белый Г. И. К расчету устойчивости элементов стальных конструкций с дефектами и повреждениями // Вестник гражданских инженеров. 2024. № 3 (104). С. 25–35.

13. Бейлин Е. А. Общие уравнения деформационного расчета и устойчивости тонкостенных стержней // Строительная механика и расчет сооружений. 1969. № 5. С. 35–41.

14. Белый Г. И. О расчете упругих стержней по деформированной схеме при действии активных и параметрических нагрузок // Механика стержневых систем и сплошных сред: сб. науч. тр. Л.: ЛИСИ, 1980. С. 41–48.

15. Белый Г. И. Развитие методов расчета стержневых элементов стальных конструкций при многопараметрическом нагружении // Вестник гражданских инженеров. 2020. № 3 (80). С. 43–54.

16. Моисеев В. И. Расчет устойчивости пластинок в металлических конструкциях за пределом упругости на основе принципа равностойчивости стержня и элементов поперечного сечения: дис. ... д-ра техн. наук. М., 1988. 378 с.

References

1. Endzhievskiy L. V., Tershkova A. V. *Istorii avariy i katastrof* [History of accidents and disasters]. Krasnoyarsk, Sib. feder. un-t Publ., 2013, 438 p.

2. Lashchenko M. N. *Avarii metallicheskih konstruktsiy zdaniy i sooruzheniy* [Accidents of metal structures of buildings and structures]. Leningrad, Stroyizdat Publ., 1969, 183 p.

3. Shkinev A. N. *Avarii na stroitel'nykh ob'ektakh, ikh prichiny i sposoby preduprezhdeniya i likvidatsii* [Accidents at construction sites, their causes and methods of prevention and elimination]. Moscow, Stroyizdat Publ., 1966, 308 p.

4. Sakhnovskiy M. M., Titov A. M. *Uroki avariy stal'nykh konstruktsiy* [Lessons from steel structure accidents]. Kiev, Budivelnik Publ., 1969, 200 p.

5. Sotnikov N. G. *Prochnost' i ustoychivost' elementov stal'nykh konstruktsiy iz ugolkov, imeyushchikh obshchie i mestnye defekty i povrezhdeniya*. Diss. kand. tekhn. nauk [Strength and stability of steel structure elements made of angles having common and local defects and damages. PhD in Sci. Tech. diss.]. Leningrad, 1987, 157 p.

6. Lakussa K. S. E. *Prochnost' i prostranstvennaya ustoychivost' stержней iz odinochnykh ugolkov, imeyushchikh obshchie i mestnye defekty i povrezhdeniya*

Diss. kand. tekhn. nauk [Strength and spatial stability of rods from single corners having common and local defects. PhD in Sci. Tech. diss.]. St. Petersburg, 1993, 171 p.

7. Munkueva E. M. *Prochnost' i ustoychivost' elementov stal'nykh konstruktsiy krestovogo secheniya, imeyushchikh obshchie i mestnye defekty i povrezhdeniya*. Avtoref. diss. kand. tekhn. nauk [Strength and stability of cross-section steel structure elements having common and local defects and damages. Author's thesis of PhD in Sci. Tech. diss.]. St. Petersburg, 1999, 22 p.

8. Katsef E. B. *Nesushchaya sposobnost' skvoznykh reshetchatykh stoek s defektami i povrezhdeniyami v vide oslableniya poperechnogo secheniya*. Diss. kand. tekhn. nauk [Bearing capacity of through lattice racks with defects and damages in the form of weakening of the cross section. PhD in Sci. Tech. diss.]. Lipetsk, 1999, 201 p.

9. Matveev E. A. *Vliyanie defektov i povrezhdeniy na ustoychivost' elementov stal'nykh konstruktsiy po izgibnoy forme* [Influence of defects and damages on bending stability of steel structure elements]. *Vestnik grazhdanskikh inzhenerov – Bulletin of Civil Engineers*, 2024, no. 6 (107), pp. 52–60.

10. Belyi G. I., Matveev E. A. *Sovershenstvovanie metoda rascheta povrezhdennykh elementov stal'nykh konstruktsiy* [Improvement of the method of calculation of damaged elements of steel structures]. *Vestnik MGSU – MGSU Bulletin*, 2024, vol. 19, no. 4, pp. 544–556.

11. Belyi G. I., Garipov A. I. *Noviy prakticheskiy metod proverki ustoychivosti tonkostennykh elementov stal'nykh konstruktsiy* [A new practical method for checking the stability of thin-walled elements of steel structures]. *Promyshlennoe i grazhdanskoe stroitel'stvo – Industrial and Civil Engineering*, 2025, no. 5, pp. 20–30.

12. Belyi G. I. *K raschetu ustoychivosti elementov stal'nykh konstruktsiy s defektami i povrezhdeniyami* [To calculation of stability of steel structure elements with defects and damages]. *Vestnik grazhdanskikh inzhenerov – Bulletin of Civil Engineers*, 2024, no. 3 (104), pp. 25–35.

13. Beylin E. A. *Obshchie uravneniya deformatsionnogo rascheta i ustoychivosti tonkostennykh stержней* [General equations of deformation calculation and stability of thin-walled rods]. *Stroit. mekhanika i raschet sooruzheniy – Building mechanics and calculation of structures*, 1969, no. 5, pp. 35–41.

14. Belyi G. I. *O raschete uprugikh stержней po deformirovannoy skheme pri deystvii aktivnykh i parametricheskikh nagruzok* [On the calculation of elastic rods according to a deformed scheme under the action of active and parametric loads]. *Mekhanika stержnevyykh sistem i sploshnykh sred* [Mechanics of rod systems and continuous media]. Sci. works coll. Leningrad, 1980, pp. 41–48.

15. Belyi G. I. *Razvitie metodov rascheta sterzhnevyykh elementov stal'nykh konstruktsiy pri mnogoparametricheskom zagruzhении* [Development of methods for calculating rod elements of steel structures during multi-parameter loading]. *Vestnik grazhdanskikh inzhenerov – Bulletin of Civil Engineers*, 2020, no. 3 (80), pp. 43–54.

16. Moiseev V. I. *Raschet ustoychivosti plastinok v metallicheskiykh konstruktsiyakh za predelom uprugosti na osnove printsipa ravnoustoychivosti sterzhnya i elementov poperechnogo secheniya. Diss. dokt. tekhn. nauk* [Calculation of the stability of plates in metal structures beyond the elastic limit based on the principle of equal stability of the rod and cross-sectional elements. Dr. Sci. Tech. diss.]. Moscow, 1988, 378 p.