

Государственный комитет СССР
по народному образованию

ЛЕНИНГРАДСКИЙ ОРДЕНА ЛЕНИНА
КОРАБЛЕСТРОИТЕЛЬНЫЙ ИНСТИТУТ

Г.М.РИЖИНАШВИЛИ

ОСОБЕННОСТИ ДЕФОРМИРОВАНИЯ,
ПРЕДЕЛЬНАЯ ПРОЧНОСТЬ И
МЕТАЛЛОЕМКОСТЬ СУДОВЫХ РАМНЫХ
КОРПУСНЫХ КОНСТРУКЦИЙ

Утверждено советом института
в качестве учебного пособия

УК 8544



Ленинград
1969

Раживаншвили Г.М. Особенности деформирования, предельная прочность и металлоемкость судовых рамных корпусных конструкций; Учеб.пособие. Л.: Изд. ЛГУ, 1980, 55 с.

В пособии рассмотрены особенности деформирования рамных узловых соединений различных конструктивных типов применительно к конструкциям судового корпуса и таких строительных сооружений как технологические корпусные емкости. На основе обобщенного представления деформирования узловых соединений в области упругих и упругопластических деформаций изложены методы и приведены примеры расчета параметров изгиба, предельной прочности и металлоемкости однопролетных балок, простых и сложных рамных конструкций с учетом размеров, жесткости и собственной предельной прочности узловых соединений.

Пособие, составленное в соответствии с программой курса строительной механики корабля, предназначено для студентов Ленинградского кораблестроительного института, обучающихся по специальности "Кораблестроение", и будет также полезно инженерам и аспирантам, специализирующимся в области САПР рамных конструкций.

Ил. 27, Табл. 5. Вязкогр.: 4 экз.

Рецензенты: В.Н.Васильченко
В.Д.Шкуринко

© Ленинградский ордена Ленина
кораблестроительный институт,
1980

ВВЕДЕНИЕ

Для решения вопроса рационального проектирования рамных конструкций, обладающих повышенной предельной прочностью и повышенной металлоемкостью, необходимо учитывать различные конструкции узловых соединений (УС), образующих соединяемые отдельные элементы. Существуют УС различных конструктивных типов, отличающиеся жесткостью и прочностью. Для определения оптимально большого влияния на параметры деформирования рамных конструкций [1]. Обобщенные теоретические и опытные исследования напряженно-деформированного состояния УС позволило разработать метод расчета рамных конструкций с учетом характеристиках (собственности) свойств УС - размеров и жесткости [2].

В настоящее время особое внимание уделяется вопросу методики оценки предельной прочности отдельных балок и рамных конструкций с УС, определению формы предельных состояний и задания предельных значений рамных изгибов в зависимости от геометрических и физических параметров УС, а также особенностей деформирования последних в предельном состоянии. Одной из важных практических задач является решение вопроса оценки металлоемкости рамных конструкций с УС, установление критериев оптимального состояния их геометрических параметров УС, геометрических и физических характеристик практических узловых для проектирования рамных конструкций с повышенной металлоемкостью.

1. ДЕФОРМИРОВАНИЕ УГЛОВОЙ СОЕДИНЕНИЯ В ОБЛАСТИ КРИВЫХ И ПРЯМОУГОЛЬНИЧЕСКОЙ ДЕФОРМАЦИИ

1.1. Дискретная модель угловых соединений

Расчет рамных конструкций с учетом ЖС может быть проведен на основе единой континуальной системы дискретной модели. Определение параметров деформирования на практических участках стержней рамы производится в рамках теории тонкого балки. Дискретная модель ЖС (рис. 1.1, а, б), основанная на выделении угловой областиности двойных и угловых переменных соседних сечений $[-i]$ и $[i-1]$ с применением к ЖС приращенческих участков балки, состоит из соединяемых шарнирно в точке O стержней OA , OB , расположенных на углах, расстоянии (скалярно) и моменте. Соответствующая ЖС выделенная для расчета определяется значениями соединяемых моментов $C_{i,i-1}$ (рис. 1.1, в).

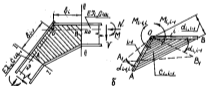


Рис. 1.1. Дискретная модель углового соединения

При угловых переменных α_i, α_{i-1} моменты стержней OA , OB выделенной угловой областиности имеют (ЖС) $M_{i,i-1}$ вычисляются по формуле [2]:

$$M_{i,i-1} = M_{i-1,i} = (\alpha_i - \alpha_{i-1}) C_{i,i-1} \alpha_{i,i-1}^2 \quad (1.1)$$

где $\alpha_{i,i-1}$ - угол ЖС. Угловые переменные α_i, α_{i-1} принимаются положительными при изгибе по часовой стрелке. Дискретная модель простого ЖС распространяется и на

случае соединяемых, образованных тремя балками и более. Соединен ЖС будет представлять собой совокупность выделенных между связными стержнями простых ЖС, для каждого из которых значения ЖС определяются по формуле (1.1). Значения $C_{i,i-1}$ может быть выражены таким образом:

$$C_{i,i-1} = \frac{M_{i,i-1}}{1 - \alpha_{i,i-1}} \frac{6EJ_0}{l_0^3} \quad (1.2)$$

где безразмерный коэффициент $\alpha_{i,i-1} \in (0; 1)$. При $M_{i,i-1} = 1$ ЖС является жесткой, при $M_{i,i-1} = 0$ ЖС между связными балками практически отсутствует.

Для судовых рамных корпусных конструкций значения жесткости $C_{i,i-1}$ соединяемых, образованных сопряжениями под прямым углом бадов одинакового профиля, может быть определено по формуле

$$C_{i,i-1} = \frac{Et}{\sqrt{2}} \left(\frac{H}{\delta} \right)^3 \left[\frac{\sqrt{2}}{1+\beta} \left(1 - \frac{\delta}{H} \right)^3 + k \frac{\alpha}{H} \left(1 + \frac{\alpha H}{R^2} \right)^2 \right] \left(1 + \frac{\alpha}{R} \right)^{-1}$$

где t, H - толщина и высота стенки соединяемых бадов; α - кривизна килев; R - радиус округления внутренней кромки; β - величина тангенциального зазора между стенкой одной из соединяемых бадов и наружной плоскостью другой бады; E, J_0 - модуль упругости и момент инерции Лямековского материала; k - коэффициент, равный $0,8\alpha/\delta$ при $\delta = 0$ или $2\alpha/\delta$ при $\delta \neq 0$.

Значения жесткости ЖС, образованных соединяемыми несимметричными бадами несимметричного профиля, зависят от моментов изгибающихся соединяемых бадов:

при расположении стенок профилей в плоскости изгиба

$$C_{i,i-1} = \frac{Et}{\sqrt{2}} \left(\frac{H}{\delta} \right)^3 \left[\frac{\sqrt{2}}{1+\beta} + 0,35 \frac{\alpha^2}{H\delta} \left(1 + \frac{3t_{\text{от}}}{2t} \right) \right]$$

при расположении стенок профилей перпендикулярно плоскости изгиба

$$C_{i,i-1} = \frac{Et}{\sqrt{2}} \left(\frac{H}{\delta} \right)^3 \left[\frac{\sqrt{2}}{1+\beta} + \frac{1,07\alpha^2}{K_1 H \delta_{i-1}} \left(1 + \frac{3t_{\text{от}}}{2t} \right) \right]$$

В последнем случае при наружном расположении стенок соединяемых бадов несимметричного профиля коэффициент $K_1 = 1,3$; при внутреннем - $K_1 = 1,1$; при симметричном кривизне $K_1 = 1,2$.

1.2. Угловые перемещения концевых сечений стержня рамы с упругими соединениями

В соответствии с моделью К жесткой стержневой рамы будем представлять собой свободные опоры по концам балки со ступенчатыми перемещениями по длине жесткостью на шарнир в опоре (рис. 1.2). Величины угловых перемещений концевых сечений стержней представим в виде

$$\omega(Q) = \omega^0(Q) \psi^0; \quad \omega'(Q) = \omega^1(Q) \psi^1.$$

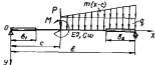


Рис. 1.2. Стержневая рама с упругими соединениями

Величины $\omega^0(Q)$, $\omega^1(Q)$ зависят жесткости углов поворота концевых сечений стержня от жесткости внешней нагрузки Q и жесткости прогибности стержня по всей длине. Коэффициенты ψ^0 , ψ^1 учитывают величину концевых жестких условий $[Z]$ и единичных деформаций и определяются выражениями (см. рис. 1.2)

а) при $0 < a < l_0$:

$$\psi_{\alpha}^0 = 2 \frac{r_{21}^{(0)} - A_c \bar{K}_0}{3E(2-\bar{c}) - 2}; \quad \psi_{\beta}^0 = 2 \frac{r_{21}^{(0)} + A_c \bar{K}_0}{(1-\bar{c})(2-\bar{c})};$$

$$\psi_{\gamma}^0 = \frac{8(1+2\bar{c}^2) r_{21}^{(0)} - 12E^2 \bar{K}_0 - 4(2+\bar{c}^2) r_{21}^{(0)} + 3r_{21}^{(0)} + A_c \bar{c}^2 [D_0 - (\bar{K}_0 - \bar{c})^2]}{(1-\bar{c})^3(1+2\bar{c} - \bar{c}^2)};$$

$$\psi_{\alpha}^1 = 4E^2 \bar{c}_1^{-1} \{ 3DE_2 r_{21}^{(0)} + 60E^2 \bar{K}_0 + 20(6E - E^2 - 1) -$$

$$- 12(1+3E) r_{21}^{(0)} + 12 r_{21}^{(0)} + 20E^2 A_c [2E_0^2 - (\bar{K}_0 - \bar{c})^2] \};$$

$$\psi_{\alpha}^1 = \frac{(1+r_{21} - 2A_c \bar{K}_0)}{1-3E^2}; \quad \psi_{\beta}^1 = \frac{1+r_{21} - 2A_c \bar{K}_0}{(1-\bar{c}^2)};$$

$$\psi_{\gamma}^1 = \frac{4(1+\bar{c}^2) r_{21}^{(0)} - 3r_{21}^{(0)} - 6E^2 r_{21}^{(0)} + 4A_c [E_0^{(0)} - (\bar{K}_0 - \bar{c})^2]}{(1-\bar{c}^2)^2};$$

$$\psi_{\alpha}^1 = \frac{48E r_{21}^{(0)} - 12E^{(2)} + 20E^2 r_{21}^{(0)} + 20E_2^{(2)}}{(1-\bar{c})^2(3E^2 + 9E + 8)} - \frac{20A_c [E_0^{(0)} - (\bar{K}_0 - \bar{c})^2]}{3E^2 + 9E + 8};$$

б) при $l_0 < a < l - l_0$:

$$\psi_{\alpha}^0 = \frac{3E(2-\bar{c}) + \bar{K}_0 - 2(1-\bar{K}_0^2) - 2A_c \bar{K}_0}{3E(2-\bar{c}) - 2};$$

$$\psi_{\beta}^0 = \frac{E^2(\bar{c}-2) + (1-\bar{c})\bar{K}_0 + 2E(1-\bar{K}_0^2) + 2A_c E_0^{(0)}}{\bar{c}(1-\bar{c})(2-\bar{c})};$$

$$\psi_{\gamma}^0 = (E^2 \bar{c}_1)^{-1} \{ 4(1-\bar{c})E^2 - 2(1-\bar{c})^2 \bar{K}_0 - 12E_2 \bar{c}^2 +$$

$$+ E_2^2 [1 + (2-\bar{K}_0)4E^2 + \bar{K}_0(2+5\bar{K}_0)] + 4A_c E_0^{(0)} \};$$

$$\psi_{\alpha}^1 = 4E^2 \bar{c}_1^{-1} \{ 4(1-\bar{c})^2 \bar{K}_0 - 3E^2(5-E) + 20A_c \bar{c}^2 \bar{c}_1^{(0)} +$$

$$+ 50E_2 [3E^2 - \bar{c}_1(\bar{c}_0 - \bar{c}^2)] + \bar{c}_1^2 [12E_2^2 - 10(1+3E)\bar{K}_0 - 20(\bar{c}_0 - 3E)] \};$$

$$\psi_{\beta}^1 = (1-3E^2)^{-1} [2E_2^2 - 3E^2 + \bar{K}_0^2(1+2\bar{K}_0) - 2A_c \bar{K}_0];$$

$$\psi'_p = (\bar{r} - \bar{c})^{-1} \left[\bar{r} \bar{c}_3^2 (1 - 2\bar{c}_2) - \bar{c}^2 - 2(\bar{r} - \bar{c}) \bar{c}_1^2 - 2\Delta_c \bar{c}_0^{(10)} \right];$$

$$\psi'_q = (\bar{r} - \bar{c})^{-2} \left\{ \bar{c}^3 + \bar{c}^2 \left[(1 - 2\bar{c}_2)(1 + 2\bar{c}_2) + \bar{c}_3(1 - 3\bar{c}_2) \right] - 4 \left[(\bar{r} - \bar{c}) \bar{c}_1^2 + \Delta_c \bar{c}_0^{(10)} \right] \right\};$$

$$\psi'_{m1} = \frac{\bar{c}^2 \left[(1 + 2\bar{c}_2) \bar{c}_3^2 + 2\bar{c} \bar{c}_2 \bar{c}_3 - 12\bar{c}_2^2 + 3\bar{c}^2 \right] - 3\bar{c}^3 - 2\bar{c} \left[(\bar{r} - \bar{c}) \bar{c}_1^2 + \Delta_c \bar{c}_0^{(10)} \right]}{(\bar{r} - \bar{c})^3 (2 - 3\bar{c} + 3\bar{c}^2)};$$

а) при $(\bar{c} - \bar{c}_1) + c + b$:

$$\psi'_n = \frac{1 + r_0 - 2\Delta_c \bar{c}_0}{3\bar{c}(2 - \bar{c}) - 2}; \quad \psi'_p = \frac{1 + r_0 - 2\Delta_c \bar{c}_0}{\bar{c}(2 - \bar{c})};$$

$$\psi'_q = 2 \frac{1 + r_0 - 2\Delta_c \bar{c}_0}{1 + 2\bar{c} - \bar{c}^2}; \quad \psi'_{m1} = 2 \frac{1 + r_0 - 2\Delta_c \bar{c}_0 \bar{c}}{1 + 2\bar{c} - \bar{c}^2};$$

$$\psi'_{n1} = 2 \frac{r_{21}^{(10)} - \Delta_c \bar{c}_0}{1 - 5\bar{c}^2}; \quad \psi'_{p1} = 2 \frac{r_{21}^{(10)} + \Delta_c \bar{c}_0}{\bar{c}(1 + \bar{c})};$$

$$\psi'_{q1} = 4 \frac{r_{21}^{(10)} + \Delta_c \bar{c}_0}{(1 + \bar{c})^2}; \quad \psi'_{m11} = 2 \frac{r_{21}^{(10)} + \Delta_c \bar{c}_0 \bar{c}}{2 + 3\bar{c} + 3\bar{c}^2};$$

где введенными следующими обозначениями:

$$r_0 = \bar{c}_1^2 (2\bar{c}_2 - 3) + \bar{c}_3; \quad \bar{c}_0 = \bar{c}_1^2 (2\bar{c}_2 - 5);$$

$$\bar{c}_1 = 1 + 2\bar{c} - \bar{c}^2; \quad \bar{c}_2 = 1 - \bar{c}_2; \quad \bar{c}_3 = 1 - 3\bar{c} - \bar{c}^3;$$

$$\bar{c}_0^{(10)} = (\bar{c} - \bar{c}_1 - \bar{c})^2 - (\bar{r} - \bar{c})^2 \bar{c}_0; \quad \bar{c}_1 = 1 - \bar{c}_1 - \bar{c}_2;$$

$$r_{21}^{(10)} = (1 - \bar{c}_1) - \bar{c}_1^2; \quad \bar{c} = \frac{c}{2}; \quad \bar{c}_1 = \frac{b}{2}; \quad \bar{c}_2 = \frac{b}{2};$$

$$\Delta_c = \frac{3E\Gamma}{G\omega \bar{c}^2} \quad (1.3)$$

Параметры метода стержня (см. рис. 1.2) могут быть получены с помощью метода начальных параметров. Фазы единичных деформаций приложены и определены посредством ψ_c и угловых перемещений θ_c согласно выражениям [1]:

$$\psi_c(x) = \left[\frac{\pi}{l} \int_{\bar{c}_1}^{1-\bar{c}_2} N(x) dx - \int_{\bar{c}_1}^x N(x) dx \right] \frac{1}{G\omega};$$

$$\theta_c = \frac{1}{l} \int_{\bar{c}_1}^{1-\bar{c}_2} \frac{N(x)}{G\omega} dx.$$

В качестве примера на рис. 1.3 и 1.4 приведены формы деформированных стержней $\bar{U}_c = \psi_c G\omega / \Gamma N$ и $\bar{\theta}_c = \psi_c G\omega / \Gamma l$ при действии момента и осецентрированной силы. Отметим, что

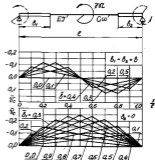


Рис. 1.3. Формы деформированных стержней от единичного момента и осецентрированной силы

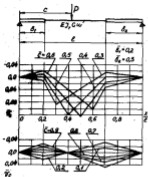


Рис. 1.4. Формы деформации стержня от действия вблизи сосредоточенной силы

вызвана \bar{w}_c не зависит от положения момента по длине стержня.

В заключение обратим внимание на то, что при определенных параметрах деформация от одного для стержня ряда моментов рассматривается как момент второго рода.

1.3. Расчет сложных и простых рам с узлами соединением. Уравнения осей в трех моментах

При расчете рам с Ю в качестве неизвестных未知量 принимаются значения ИУ, действующих на узлы узловое соединение стержней на отрезке упругих Ю. Степень статической неопределимости рам определяется количеством простых упругих соединений, образующих соединение в простых или сложных Ю стержнях стержней.

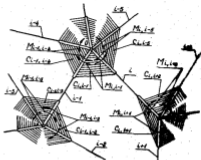


Рис. 1.5. Расчетная схема сложного узлового соединения

Для сложного Ю расчетная схема приведена на рис. 1.5. Для простого Ю, образованного соединением $i, i-1$ стержней стержней, основное уравнение упругости имеет вид [2]

$$M_{i,i-1} D_{i,i-1} + M_{i,i} D_{i,i} + M_{i,i+1} D_{i,i+1} + M_{i,i-2} D_{i,i-2} + M_{i,i+2} D_{i,i+2} + M_{i,i-3} D_{i,i-3} + M_{i,i+3} D_{i,i+3} + M_{i,i-4} D_{i,i-4} + M_{i,i+4} D_{i,i+4} + M_{i,i-5} D_{i,i-5} + M_{i,i+5} D_{i,i+5} = A_i, \quad (1.4)$$

где

$$D_{i,i-1} = \frac{(1-\kappa_{i,i-1}) \delta_{i,i-1}^3}{3E_{i,i-1}} + 2(\kappa_{i,i-1} \varphi_{i,i-1}^0 + \kappa_{i-1} \varphi_{i-1,i}^0);$$

$$D_{i,i+1} = -D_{i,i-1} = \kappa_i \varphi_{i,i-1}^0; \quad D_{i,i-2} = -2\kappa_i \varphi_{i,i-1}^0;$$

$$D_{i,i-3} = -D_{i,i-2} = \kappa_{i-1} \varphi_{i-1,i}^0; \quad D_{i,i-4} = -2\kappa_{i-1} \varphi_{i-1,i}^0;$$

$$A_{i-1} = \frac{E E \Delta \alpha}{E_y} \left[\chi_{i-1} - \chi_{i-1} + \chi_{i-1}^{(0)} \alpha_{i-1, i-1}^{(0)}(Q_{i-1}) - \chi_{i-1, i}^{(0)} \alpha_{i-1, i}^{(0)}(Q_{i-1}) \right];$$

$$\kappa_i = \frac{k_i}{E_y} \frac{J_0}{J_i}; \quad \kappa_{i-1} = \frac{k_{i-1}}{E_y} \frac{J_0}{J_{i-1}}.$$

Уравнение (1.4), являющееся "уравнением осей моментов", выполняется для всех упругих осевых элементов стержней рамы, в результате чего получается система неоднородных линейных уравнений относительно УМ. При выборе подходящих узлов для определения углов поворотов χ_i стержней или твердых тел составляется дополнительная система, состоящая из уравнений возможных перемещений, определяемых перемещениями узлов \bar{U}_i .

Для простых рам, у которых наклон Ж образуются сопряжением двух стержней, уравнение (1.4) переходит в "уравнение осей моментов" или

$$M_{i, i-1} D_{i, i-1} + M_{i, i+1} D_{i, i+1} + M_{i-1, i-2} D_{i-1, i-2} = A_i. \quad (1.5)$$

Расчет сложных и простых рам, у которых все Ж являются жесткими, может производиться как на основании уравнения (1.4), (1.5), так и методом угловых деформаций [2].

1.4. Особенности деформирования узлов осевых элементов в предельном состоянии

При определении предельных состояний (ПС) в расчетах по методу равнозначного проектирования рамных конструкций можно учитывать особенности деформирования Ж в области зарождения пластических деформаций.

Параметр способности сдвига с характером деформирования Ж в ПС, приведенный на рис. 1.6. В области упругости и малых радиолокационных деформаций УМ $M_{y0} = \Delta \alpha c d^2$, где $\Delta \alpha$ — наименьшее значение угла поворота Ж [2].

После достижения величины M_{y0} максимального значения M_{y0} связь между УМ и величиной $\Delta \alpha$ может быть задана в виде

$$M_y = M_{y0} \left[1 - \kappa_c \frac{E E \Delta \alpha}{M_{y0} E} (\Delta \alpha - \Delta \alpha_c) \right]. \quad (1.6)$$

Коэффициент $\kappa_c \in (0; \infty)$ характеризует работоспособность Ж в ПС. Максимальные значения коэффициента κ_c связаны

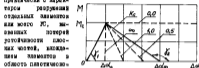


Рис. 1.6. Диаграмма деформирования угловых соединений

в системе равной конструкции с учетом величины $\kappa_c \in (0; 1; 1)$.

Угол характера деформирования Ж в соответствии с совместностью (1.6) имеет малое значение для расчета предельной прочности стержневых неперекрывающихся стержневых систем, так

как будет существенным образом определять величину ПС осевых элементов и всей рамной конструкции в целом.

Для практической реализации зависимости (1.6) рассмотрим одноосновную упруго-пластичную балку с упругими Ж (рис. 1.7, а). Характер нагружения и конструкция балки симметричны относительно ее продольной оси.

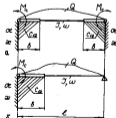


Рис. 1.7. Расчетные схемы одноосновной балки

углов перемещения α_{12} поперечного сечения при $x = 0$

$$\alpha_{12} = \frac{M_{12} l}{3EJ} \psi_{12}^0 - \frac{M_{12} l}{6EJ} \psi_{12}^0 + \alpha_{12}^0(Q) \psi_{12}^0.$$

При действии моментов в опорных сечениях значения функций ψ_{12}^0, ψ_{12}^l могут быть рассчитаны на основании эпюры (рис. 1.2) по формулам

$$\psi_{12}^0 = r_{12}^{(0)} + \Delta_c \bar{r}_0; \quad \psi_{12}^l = (1 + 2\bar{r}_0^2) (R\bar{r}_0 - S) - R\Delta_c \bar{r}_0. \quad (1.7)$$

При действии на упругие вращающиеся моменты M_{12} угловые перемещения последних $\alpha_{21} = M_{12} \alpha$, тогда значения $\Delta\alpha$

$$\Delta\alpha = \alpha_{12} - \alpha_{21} = \alpha_{12}^0(Q) \psi_{12}^0 - \frac{M_{12} l}{6EJ} [\psi_{12}^0 + 2\psi_{12}^l + 6 \frac{EJ\alpha}{l}]. \quad (1.8)$$

Подставив значения $\Delta\alpha$ в формулу (1.6), получим взаимосвязь между действующей поперечной нагрузкой Q и значением ЭМ M_{12} :

$$M_{12} = M_c \frac{1 - \frac{6EJ}{M_c l} [\alpha_{12}^0(Q) \psi_{12}^0 - \Delta\alpha_c]}{1 - \kappa_c [2\psi_{12}^0 + \psi_{12}^l + \frac{6EJ}{l} \alpha]}. \quad (1.9)$$

Введем для упругого деформирования значение коэффициента $\bar{M} = M_{12}/M_{12}(l)$, где $M_{12}(l)$ — значение момента M_{12} при $\alpha = \frac{6EJ}{l}$.

Учитывая, что для рассматриваемой балки значение коэффициента \bar{M} на основании формулы (1.9)

$$\bar{M} = \frac{1}{1 + \frac{6EJ}{l} \frac{\kappa_c \alpha}{\kappa_c (2\psi_{12}^0 + \psi_{12}^l) - 1}}. \quad (1.10)$$

значение момента M_{12} деформированного ЭС при деформировании последних в ЭС, можно определить по формуле

$$M_{12} = \bar{M} M_c \frac{1 - \kappa_c \frac{6EJ}{M_c l} [\alpha_{12}^0(Q) \psi_{12}^0 - \Delta\alpha_c]}{1 - \kappa_c (2\psi_{12}^0 + \psi_{12}^l)}. \quad (1.11)$$

Для одноосевой балки со свободно опираем и упруго-вращающимися опорными сечениями (рис. 1.7, б) значение углового перемещения α_{12}

$$\alpha_{12} = \frac{M_{12} l}{3EJ} \psi_{12}^0 + \alpha_{12}^0(Q) \psi_{12}^0,$$

где

$$\psi_{12}^0 = \bar{r}_0 (\bar{r}_0 + \Delta_c),$$

и значения $\Delta\alpha$

$$\Delta\alpha = \alpha_{12} - \alpha_{21} = \alpha_{12}^0(Q) \psi_{12}^0 - \frac{M_{12} l}{3EJ} \left[\psi_{12}^0 + \frac{6EJ\alpha}{l} \right].$$

Тогда на основании формул (1.6) и (1.10) получим выражения для коэффициента \bar{M} и момента M_{12} для балки со свободно вращающимися опорами:

$$\bar{M} = \frac{1}{1 + \frac{6EJ}{l} \frac{\kappa_c \alpha}{2\kappa_c \psi_{12}^0 - 1}};$$

$$M_{12} = \bar{M} M_c \frac{1 - \kappa_c \frac{6EJ}{M_c l} [\alpha_{12}^0(Q) \psi_{12}^0 - \Delta\alpha_c]}{1 - 2\kappa_c \psi_{12}^0}. \quad (1.12)$$

Важным ЭМ при деформировании ЭС в соответствии с взаимосвязью (1.6) является производная значения ЭС равных конструкций с ЭС. Превращение балки в ЭС в неподвижный механизм зависит от вида опорной деформации и характера нагрузки в пролете.

Другой отличительной особенностью деформирования ЭС является в том, что минимальное значение деформированного остаточного момента M_{12} , как правило, в m_c раз превышает величину предельного момента M_{12} для профиля, соединяемых балок [2]. Значения m_c зависят от коэффициента относительной прочности ЭС и изменяются в пределах $m_c \in (1; 2,5)$. В отдельных конструкциях ЭС коэффициент m_c может иметь значения $m_c < 1$ [2].

При проектировании конструкций ЭС обычно строятся

обеспечить равнопрочность ЖС с профилем соединенных балок. Однако в зависимости от вида внешней нагрузки, типа стержневой системы не только размеры ЖС, их жесткость, но и величина коэффициента m_c должны определяться условиями равнонапряженности с применением учета системы. Вопрос рационального проектирования стоит только между выбором значения параметров ЖС (α_c, m_c) на величину предельного значения внешней нагрузки, характер разрушения, а также на показатели металлоемкости разных конструкций.

2. ВЛИЯНИЕ РАМНЫХ СОЕДИНЕНИЙ НА ПРЕДЕЛЬНУЮ ПРОЧНОСТЬ И МЕТАЛЛОЕМКОСТЬ РАМНЫХ КОНСТРУКЦИЙ

2.1. Предельные состояния угругодеформированных на концах балок с разными соединениями

Плоскоупругая балка (рис. 2.1) имеет пролет ЖС, жесткость которой α_{12} может рассматриваться или статически эквивалентная величина для параметров различных вариантов стержней [2].

В соответствии с основными уравнениями уравнения (1.5) значение УРМ $M(x)$ определяется по формуле

$$M(x) = \frac{\alpha_{12} \varphi_{12}^{(0)} - 6EJ}{2\varphi_{12}^2 + \varphi_{12} + D_{12}} \alpha_{12}^{-1} (q), \quad (2.1)$$

где

$$D_{12}^0 = \frac{(1 - \alpha_{12}) l^2}{\alpha_{12}}$$

α_{12} - коэффициент опорной шары [2], а безразмерный коэффициент α_{12} устанавливается, опираясь жесткости α_{12} с помощью формулы

$$\alpha_{12} = \frac{\alpha_{12} - 6EJ}{1 - \alpha_{12}} \frac{6EJ}{l^3}$$

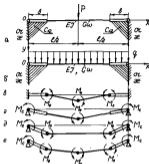


Рис. 2.1. Расчетные схемы в форме предельных состояний угругодеформированной балки

Значения функций $\varphi_{12}^0 = \varphi_{12}^1$ определяются формулами (1.7), а одностороннего параметра D_{12} - формулой (1.5).

Величина ЖС на предельную прочность и металлоемкость балки проектируем для двух вариантов вариантов нагрузки: сосредоточенной силой и равномерно распределенной нагрузкой (см. рис. 2.1, в, д).

Рассмотрим действие на балку сосредоточенной силы P в середине пролета. Для этого случая нагрузкой функцией $\varphi_{12}^{(0)} = 1 - 4 \frac{x^2}{l^2}$.

Значения УРМ и моменты посредине пролета при симметричной нагрузке в опорных сечениях не зависят от сдвига и определяются формулами

$$M(0) = PE \frac{1}{8} \frac{\alpha(1 - 4 \frac{x^2}{l^2})}{2E_0 + D_{12}^0}; \quad M(\frac{l}{2}) = M(0) - \frac{PE}{4}$$

Максимальное значение, равное нулю, ИТМ принимает при $\alpha = \alpha_{из} = 0$, а минимальное, равное $M(0) = \frac{P_1 l}{8} (1 + 2\bar{k})$ - при $\alpha = \alpha_{из} = 1$.

Анализ ИС балки будем проводить исходя из условий равенства моментов $M(l/2)$ предельной величины M_p и момента $M(0)$ предельной величины M_c . Из этих условий определим величину силы $P = P_1$, при действии которой в одном из рассматриваемых районах (или в обоих одновременно) наступит ИС:

$$P_1 = \frac{M_p}{l} \chi_p(0); \quad P_1 = \frac{M_c}{l} \chi_p\left(\frac{l}{2}\right). \quad (2.2)$$

Безразмерные коэффициенты χ_p рассчитываются по формулам:

$$\chi_p(0) = \frac{6m_c}{3m_c(1+4\bar{k})^2} \left[\frac{l}{\bar{k}} \left(\frac{1-\alpha_{из}}{m_{из}} + 3\bar{k} \right) \right];$$

$$\chi_p\left(\frac{l}{2}\right) = \left[\frac{l}{4} - \frac{m_c}{\chi_p(0)} \right]^{-1}.$$

Для балки, симметричной по всей длине ($\alpha_{из} = 1$; $\bar{k} = 0$; $m_c = 1$), коэффициент χ_p принимает значение на величину $\chi_p(0) = 0/m$; $\chi_p(l/2) = 8/(3-8)$ [4].

Графики значений χ_p показаны на рис. 2.2 и 2.3. Для точек на положительных ветках величины силы P_1 определяются изгибаемостью ИС, а для точек на отрицательных ветках - изгибаемостью отсечки балки при $\alpha = l/2$. Увеличение размеров \bar{k} и зависимость от величины параметра m_c может так повлиять, так и уменьшить прочность рассматриваемой балки. При $m_c < 1$ величина силы P_1 увеличивается, а при $m_c > 1$ - уменьшается по сравнению со значениями P_1 при $m_c = 1$. Это объясняется тем, что с увеличением размеров \bar{k} величина ИТМ возрастает, а моменты в пролете - уменьшаются. Великие значения α , $\alpha_{из}$ на значения коэффициентов χ_p показаны на рис. 2.4.

Увеличение одноосреднего достижимого ИТМ в моменты $M(l/2)$ несимметрично воспринимаемых районах балки значений приводит к увеличению четвертой степени относительно размера \bar{k} :

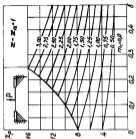


Рис. 2.2. Зависимость коэффициента χ_p от параметра \bar{k} при $\alpha = \alpha_{из} = 1$

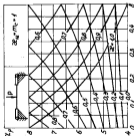


Рис. 2.3. Зависимость коэффициента χ_p от параметра \bar{k} при $\alpha = \alpha_{из} = 1$

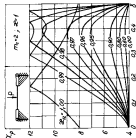


Рис. 2.4. Зависимость величины смещения на предельном профиле балки

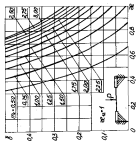


Рис. 2.5. Зависимость от отношения длины балки к длине сечения максимального смещения балки при заданных соотношениях

$$3\kappa_{II} \bar{\chi}_p \bar{\delta}^2 \left[\kappa(1-2\bar{\delta}) \frac{1+m_c}{2m_c} - 1 \right] = 2(1-\kappa_{II}). \quad (2.3)$$

В частном случае жесткой ИС величина $\bar{\delta}$ и соответствующий ей коэффициент $\bar{\chi}_p$ определяются выражениями:

$$\bar{\delta} = \frac{m_c}{\kappa} \frac{1}{1+m_c} \frac{1}{2}; \quad \bar{\chi}_p(0) = \bar{\chi}_p(1/2) = 1(1+m_c). \quad (2.4)$$

В графиках в виде зависимости (2.4) показаны на рис. 2Б. Отметим, что под увеличением M_0 и M_c в приведенной ниже зависимости приближалась предельно допустимая величина момента, который может быть воспринят поперечным сечением балки на предельном участке и в ИС. Однако под этим увеличением могут быть приняты и большие моменты, соответствующие допустимым напряжениям допустимых значений.

Уточним теперь значение силы $P = P_0$ для ИС балки по формуле, приведенной на рис. 2.1, а-б. Величину силы P_0 представим в виде $P_0 = M_0 \bar{\chi}_p / \bar{\delta}$, где коэффициент $\bar{\chi}_p$ необходимо определить, учитывая особенность изгибаемой ИС в районе балки. Если значения параметров профиля балки в ИС соответствуют условиям

$$\bar{\chi}_p \bar{\delta}^2 \frac{3\kappa_{II} \bar{\delta}}{2(1-\kappa_{II})} \left[\frac{1+m_c}{2m_c} (1+2\bar{\delta}) \kappa - 1 \right] < 1, \quad (2.5)$$

то первоначально момент достигает предельного значения в среднем сечении предельного участка балки. При этом коэффициент $\bar{\chi}_p = 1(1+m_c)$. В частном случае при $\kappa = \kappa_{II} = 1$ ИС может возникнуть одномерно в плане районе (см. рис. 2.1, а), что возможно при значениях $m_c = (1+2\bar{\delta})/\bar{\chi}_p$ и $\bar{\chi}_p = 2/\bar{\delta}$.

Если условия (2.5) не выполняются, то первоначально в ИС будет сжатием ИС, и для определения $\bar{\chi}_p$ необходимо учесть особенности деформирования ИС в ИС. В соответствии с зависимостью (1.11) значение χ_p будет равно

$$M(0) = \bar{\delta} m_c M_0 \frac{1-\kappa_{II} \left[\frac{3P\bar{\delta}}{2M_0} (1+2\bar{\delta}) - \frac{6CJ}{M_c L} \Delta \kappa_c \right]}{1-3\kappa_{II} \bar{\chi}_p}$$

при выполнении условия $P_0 \leq P \leq P_m$, где P_0 ; P_m - значения

или силы P , при которой момент $M(0)$ достигает соответствующего значения $M(0) = M_c$ и $M(0) = 0$. При $P > P_m$ момент $M(0) = 0$, что соответствует полному потере способности стержня JS и образованию в опорных сечениях балки обыкновенных шарниров. В этом случае значения силы $P = P_c$ определяются из условия образования пластического шарнира в среднем сечении балки, а коэффициент $\bar{\chi}_p = 4$.

Первоначально образование BC и JS может произойти и при значениях $\bar{\chi}_p(0) > 4$. Тогда при дальнейшем увеличении значения силы $P > P_1$ в связи с изменением несущей способности (деформации) JS происходит лоп BC балки в двухсторонней пластической зоне, а коэффициент $\bar{\chi}_p = 4$.

Для определения зависимости между JS и силой $P > P_c$ рассмотрим следующие значения угла "раствора" $\Delta \alpha_c$ JS . Для этого воспользуемся выражением (1.9), подставив в последнее $P = P_c = P_1$, $M_1 = M_c$:

$$\Delta \alpha_c = \frac{P_c k^2}{6EJ} (1 - 4\bar{\chi}_p^2) = \frac{M_c k}{6EJ} \left(3\bar{\chi}_p + \frac{6EJ\alpha}{k} \right).$$

Тогда, применяя формулу (2.2), получим

$$M(0) = M_c - \frac{3}{8} \frac{M_c \bar{\omega} (1 - 4\bar{\chi}_p^2)}{1 + 3\kappa_c \bar{\chi}_p} \left[\varphi R - M_0 \chi_p(0) \right].$$

Воспользуемся условием образования BC балки и в сечении по середине пролета балки, получим выражение для коэффициента $\bar{\chi}_p$:

$$\bar{\chi}_p = \frac{3(1 + m_c)(1 - 3\kappa_c \bar{\chi}_p) + 3\kappa_c \bar{\omega} (1 - 4\bar{\chi}_p^2) \chi_p(0)}{2(1 - 3\kappa_c \bar{\chi}_p) + 3\kappa_c \bar{\omega} (1 - 4\bar{\chi}_p^2)}.$$

В качестве примера рассмотрим значение коэффициента κ_c на BC балки при $m = m_m = 1$. В этом случае

$$\bar{\chi}_p = 8 \frac{1 + m_c - 3\kappa_c \bar{\chi}_p}{2 - 3\kappa_c \bar{\chi}_p}$$

при условии

$$\frac{3m_c}{1 + 2\bar{\chi}_p} < \bar{\chi}_p < \frac{3m_c}{3\kappa_c(1 - 4\bar{\chi}_p^2)}.$$

Приведенные на рис. 2.6 графики зависимости значения $\bar{\chi}_p$ от коэффициента κ_c показывают, что лоп BC балки и образование деформации JS при образовании BC балки в JS происходит в одной и той же плоскости. При увеличении коэффициента κ_c

$$\kappa_c < \frac{(1 + m_c)(1 + 2\bar{\chi}_p) - 3m_c}{3\bar{\chi}_p [1 + 2\bar{\chi}_p - m_c \bar{\chi}_p]}, \quad (2.6)$$

вместо образования балки становится двухсторонней пластической при образовании JS и BC пластически и обыкновенные шарниры ($\bar{\chi}_p = 4$). Если при $\kappa_c = 0$ BC балки соответствует значение $\bar{\chi}_p = 4(1 + m_c)$, то при $\kappa_c > 0$ предельная прочность балки понижается. При увеличении κ_c , вычисленных по формуле (2.6), приближается равенство коэффициентов $\chi_p(0) = \bar{\chi}_p$, т.е. BC балки в этом случае практически определяется предельной прочностью JS .

В заключение отметим, что при оценке BC балки необходимо также учесть возможность образования сдвигового механизма, когда вследствие действия перерезающей сил возникает про-

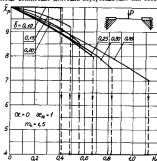


Рис. 2.6. Предельная прочность балки при действии сосредоточенной силы

фемм балки может перейти в предельное состояние. Для несущей балки величина предельной силы $P-P_2$ равна $P_2 = \omega \sigma_c / 2$ и не зависит от X .

Геометрия сечения X на прочность при действии равномерно распределенной нагрузки незначительна φ (см. рис. 2.1, б).

Учитывая, что для всей внешней нагрузки коэффициент $\varphi_{\text{вн}}^{(0)} = \bar{\xi}_0 [1 + 2\bar{\xi}(1 - \bar{\xi})]$, определяем значение опорного момента (2.1), а также моменты на промежуточных участках балки в сечениях при $x = \bar{\xi}$ и $x = \bar{\xi}/2$:

$$M(0) = \frac{\pi}{4} q l^2 \frac{\bar{\xi}_0 [1 + 2\bar{\xi}(1 - \bar{\xi})]}{3\bar{\xi}_0 + D_{12}^0};$$

$$M(\bar{\xi}) = M(0) - \frac{q \bar{\xi}^2}{8} \bar{\xi}(1 - \bar{\xi}); \quad M(\bar{\xi}/2) = M(0) - \frac{q \bar{\xi}^2}{8}.$$

Верхние значения $\varphi = \varphi_1$, при которых в рассматриваемых районах отсутствует ПК, в виде

$$\varphi_1 = \frac{M_0}{k^2} \chi_{\varphi}(0); \quad \varphi_1 = \frac{M_0}{k^2} \chi_{\varphi}(\bar{\xi}); \quad \varphi_1 = \frac{M_0}{k^2} \chi_{\varphi}(\bar{\xi}/2),$$

где безразмерные коэффициенты χ_{φ} :

$$\chi_{\varphi}(0) = \frac{4m_c}{\pi \bar{\xi}_0 [1 + 2\bar{\xi}(1 - \bar{\xi})]} \left[\frac{2(1 - \pi \bar{\xi}_0^2)}{\pi m_c \bar{\xi}_0} + 3\bar{\xi}_0 \right];$$

$$\chi_{\varphi}(\bar{\xi}) = \frac{\bar{\xi}}{\chi_{\varphi}(0)}; \quad \chi_{\varphi}(\bar{\xi}/2) = \bar{\xi} \left[1 - \frac{3m_c}{\chi_{\varphi}(0)} \right]^{-1}.$$

Для балки, предельной по всей длине, коэффициент χ_{φ} принимает вид $\chi_{\varphi}(\bar{\xi}/2) = 2\mu/(3 - 2\mu)$; $\chi_{\varphi}(0) = 12/\mu$.

При условии равной нагруженности трех районов балки в рассматриваемом случае действия внешней нагрузки возникает при $\mu_{12} = 1$ и уравнения второй степени относительно величин $\bar{\xi}$:

$$\chi_{\varphi}(0) = \chi_{\varphi}(\bar{\xi}/2) \quad \bar{\xi} = \frac{1}{2} \left[1 - \sqrt{3 - \frac{3m_c}{\mu(1+m_c)}} \right]; \quad (2.7)$$

$$\chi_{\varphi}(0) = \chi_{\varphi}(\bar{\xi}) \quad \bar{\xi} = \frac{1}{2} \left[1 - \sqrt{3 \frac{m_c - \mu(m_c - 1)}{3m_c - \mu(m_c - 1)}} \right]; \quad (2.8)$$

$$\chi_{\varphi}(\bar{\xi}) = \chi_{\varphi}(\bar{\xi}/2) \quad \bar{\xi} = \frac{1}{2} \left[1 - \sqrt{6 \frac{1 - \mu}{3 - 2\mu}} \right]; \quad (2.9)$$

Значения величин $\bar{\xi}$, приведенные в графическом виде на рис. 2.7, определяются при условии, что значения коэффициента χ_{φ} для рассматриваемых "зад" районов балки имеют одинаковые значения по сравнению с коэффициентом χ_{φ} для остальных сечений и что предельная прочность балки имеет минимальную. Этому условию соответствует равнонагруженность X и сечения балки на промежуточном участке в сечении пролета. ПК может возникнуть одновременно в пяти районах (см. рис. 2.1, в) при условии $m_c = \mu/3(1 - \mu)$, которое изображено на рис. 2.7 пунктирной линией.

Значения усилий $q = q_0$, при котором возникает ПК балки, зависят от соотношения параметров X и промежуточного участка, а также коэффициента опорной связи μ и могут быть представлены в виде $q_0 = M_0 \bar{\chi}_{\varphi} / k^2$.

Если значения величин $\bar{\xi}$ имеют или равно значения, определяемому формулой (2.8), то коэффициент предельного состояния $\bar{\chi}_{\varphi} = 3(1 + m_c)$, а ПК возникает в X и в сечении опоры пролета. Первоначально ПК при этом возникает в средней части промежуточного участка. При значениях величин $\bar{\xi}$ больших, чем определяемые формулой (2.8), ПК возникает первоначально в X , а для установившихся значений усилий q необходимо учесть особенности деформирования X . Воспользовавшись приведенной выше методикой, получим для момента, соответствующего X и ПК (при $q > q_0$), выражение

$$M(0) = M_0 - \frac{\pi_c \bar{\xi} \bar{\xi}_0}{q(1 - 3\pi_c \bar{\xi}_0)} [1 + 2\bar{\xi}(1 - \bar{\xi})] [q \bar{\xi}^2 - M_0 \chi_{\varphi}(0)].$$

Используя равенство $M(\bar{\xi}/2) = M_0$, найдем значение коэффициента $\bar{\chi}_{\varphi}$ при достижении ПК в X и в сечении опоры пролета балки

$$\bar{\chi}_{\varphi} = 2 \frac{M(1 + m_c)(1 - 3\pi_c \bar{\xi}_0) + \pi_c \bar{\xi} [1 + 2\bar{\xi}(1 - \bar{\xi})] \chi_{\varphi}(0)}{1 - 3\pi_c \bar{\xi}_0 + 2\pi_c \bar{\xi} \bar{\xi}_0 [1 + 2\bar{\xi}(1 - \bar{\xi})]}.$$

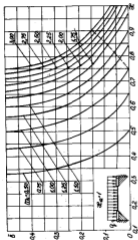


Рис. 2.7. Связь между коэффициентом бокового смещения \$\bar{\xi}_q\$ и параметром \$\delta\$ при действии равномерно распределенной нагрузки \$q\$ на свободный конец стержня

При $\alpha = 0$, $m_0 = 1$ коэффициент равен:

$$\bar{\xi}_q = \theta \frac{1 + m_0 \bar{\xi}_0 - 3 m_0 \bar{\xi}_0^2}{1 - m_0 \bar{\xi}_0^2} \quad (2.10)$$

при условии

$$\frac{\alpha}{1 + 2\bar{\xi}(1 - \bar{\xi})} \leq \bar{\xi}_q \leq \frac{4m_0}{m_0 \bar{\xi}_0 (1 + 2\bar{\xi}(1 - \bar{\xi}))}$$

На основании формулы (2.10) на рис. 2.8 приведены графики значений коэффициента $\bar{\xi}_q$ при $m_0 = 1,5$.

Характер численного значения $\bar{\xi}_q$ в рассмотренной задаче практически совпадает с характером значения $\bar{\xi}$ в пролете рассматриваемой балки.

Из рис. 2.8 также вытекает, что при образовании трех пластических шарниров (см. рис. 2.1, в) коэффициент $\bar{\xi}_q = 16/\bar{\xi}_0^2$, а при образовании пластического шарнира (см. рис. 2.1, а)

$$\bar{\xi}_q = \frac{2m_0}{\bar{\xi}(1 - \bar{\xi})}$$

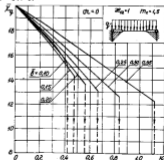


Рис. 2.8. Значения коэффициента бокового смещения при действии равномерно распределенной нагрузки

В дальнейшем отметим необходимость при анализе ПС балки по рассмотренной схеме нагружения также учитывать возможность образования сдвигового изгибаемого.

2.2. Предельные состояния балки по свободной сечению и упругоупрочненным опорным сечениям

Рассмотрим однопролетную балку (рис. 2.9), нагруженную под действием нагрузки, распределенной по треугольнику с вершиной на опираемом конце. Функция q , входящая в уравнение (2.1) для ПМ, имеет вид

$$q_{12}^{(0)} = \frac{\bar{q}_0}{2} \left[(5-3\bar{k}_0^2)\bar{k}_0^2 - 5(1-\bar{k}_0^2)\bar{k}_0 \right];$$

$$q_{12}^{(0)} = \bar{k}_0 (\bar{k}_0^2 + \Delta_c); \quad q_{12}' = 0.$$

Тогда значение ПМ определится выражением

$$M(0) = \frac{q_0 \bar{k}_0^2}{30} \frac{\bar{q}_0 \bar{k}_0^2 \left[(5-3\bar{k}_0^2)\bar{k}_0^2 - 5(1-\bar{k}_0^2)\Delta_c \right]}{1 + \alpha_{12} \left[1 - \bar{k}_0 \bar{k}_0 (\bar{k}_0^2 + \Delta_c) \right]}.$$

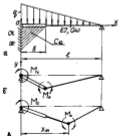


Рис. 2.9. Расчетная схема и формы предельных состояний балки

В предельном моменте применим микромеханическое уравнение $M(x_m)$, равно

$$M(x_m) = M(0)(1 - \bar{\alpha}_m) + \frac{q_0 \bar{k}_0^2}{2} \bar{k}_m (2\bar{k}_m - \bar{k}_m^2 - 2)$$

при значении координаты $\bar{\alpha}_m$

$$\bar{\alpha}_m = \frac{x_m}{l} = 1 - \frac{1}{\sqrt{3}} \sqrt{1 - \frac{M(0)}{q_0 \bar{k}_0^2 l}}.$$

Наибольший момент в сечении при $x=l$ будет равен

$$M(l) = M(0)\bar{k}_0 - \frac{q_0 \bar{k}_0^2}{6} \bar{k}_0 \bar{k}_0 (2 - \bar{k}_0).$$

ПС может наступить в ПС или на призматическом участке при $x=l$ или $x=x_m$. Соответствующие этим трем условиям значения значений условий $q_0 = q_1$, запишутся в виде

$$q_1 = \frac{M_0}{\bar{k}_0^2} \bar{k}_0(0); \quad q_1 = \frac{M_0}{\bar{k}_0^2} \bar{k}_0(l); \quad q_1 = \frac{M_0}{\bar{k}_0^2} \bar{k}_0(x_m),$$

где безразмерные коэффициенты \bar{k}_0 определяются формулами:

$$\bar{k}_0(0) = \frac{30}{\alpha_{12} \bar{k}_0} \frac{m_c}{\bar{k}_0 \bar{k}_0^2} \frac{1 - \alpha_{12} \left[1 - \bar{k}_0 \bar{k}_0 (\bar{k}_0^2 + \Delta_c) \right]}{(5-3\bar{k}_0^2)\bar{k}_0^2 - 5(1-\bar{k}_0^2)\Delta_c};$$

$$\bar{k}_0(x_m) = \left[\frac{x_m}{l} (1 - x_m)(2 - x_m) - \frac{m_c (1 - x_m)}{\bar{k}_0 \bar{k}_0(0)} \right]^{-1};$$

$$\bar{k}_0(l) = \left[\frac{m_c \bar{k}_0}{\bar{k}_0 \bar{k}_0(0)} - \frac{\bar{k}_0}{6} \bar{k}_0 (2 - \bar{k}_0) \right]^{-1}.$$

Значения \bar{k}_m тогда имеют более простое следующее описание:

$$\bar{k}_m = 1 - \frac{1}{\sqrt{3}} \sqrt{1 - \frac{6m_c}{\bar{k}_0 \bar{k}_0(0)}}.$$

ПС балки определяется условиями одновременного достижения максимальных значений в ПС в одном из сечений

Фелла на прismaticком участке (см. рис. 2.9). При этом Фелла необходимо учесть такие возможности образования опасных пластических шарниров.

Относительно в качестве примера не рассмотрен Фелла с параметром $m = m_{01} = 1$. Моменты при этом могут достигнуть своих предельных значений в XI и на prismaticком участке при $\alpha = 4$, так как при $m = m_{02} = 1$ момент $|M(\alpha_{11})| < |M(4)|$. Выяснены моменты усилий $q = q_d$ - соответствующих реконструктивных XI и сечений Феллы $\alpha = 4$, представим в виде $q = M_0 \bar{x} g / \delta^2$, где коэффициент Феллы $\bar{x} \bar{q}$ будет определяться выражением

$$\bar{x} \bar{q} = \frac{30 m_0 (\bar{x}_0^2 + \Delta_c)}{\bar{x}_0^2 (3 - 3\bar{x}_0^2) - 5(1 - \bar{x}_0^2) \Delta_c} \quad (2.11)$$

Условие $|M(0)| = |m_0 M(4)|$ позволяет получить выражение, связывающее между собой параметры Феллы и XI :

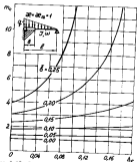


Рис. 2.10. Оптимизация прочности в отношении процесса увеличения сечения Феллы, связанная сферой и восстановительной по высоте

$$\frac{m_0 \bar{x}_0 - 1}{5 m_0} \frac{\bar{x}_0^2 (3 - 3\bar{x}_0^2) - 5(1 - \bar{x}_0^2) \Delta_c}{\bar{x}_0 (1 - \bar{x}_0^2) (\bar{x}_0^2 + \Delta_c)} = 1. \quad (2.12)$$

Рассмотренная Фелла имеет несимметрично относительно середины профиля закрепление и распределение нагрузки. В связи с этим на величину параметра на деформировании наиболее влияния оказывает сдвиг, что следует из графиков, построенных на рис. 2.10 и 2.11 на основании зависимости (2.11), (2.12). Приведенные значения коэффициента $\bar{x} \bar{q}$ свидетельствуют о возможности возмущения Феллы с увеличением размера XI \bar{x} и значения параметра сдвига Δ_c .

При определении предельных значений возможной нагрузки необходимо также учитывать возможность первоначального деформации Феллы в XI при $m_0 > 0$, так как при дальнейшем увеличении нагрузки не только значение XI будет увеличиваться (может достигнуть нулевой величины), но произойдет также увеличение значения (для сдвига только) момента $M(4)$, а ин-

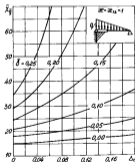


Рис. 2.11. Влияние прочности XI на предельную прочность Феллы

цене момента $M(x_m)$ будет увеличиваться. Для установления связи между величиной нагрузки и величиной ГПМ, распространяемой по ПС в ПС, рассмотрим зависимость (2.12), которая для рассмотренной задачи примет вид

$$M(x) = M_c \left\{ 1 - \frac{2 \kappa_c \bar{x} \varphi_{\bar{x}}^{(0)}}{4 m_c \Delta_c} \left[\frac{q l^3}{M_c} - \varphi_{\bar{x}}(0) \right] \right\},$$

где

$$\Delta_c = l - 2 \kappa_c \bar{x}_c (\bar{x}_c + \Delta_c).$$

При $|M(x)| > |M(x_m)|$ балка превращается в кинематический двухшарнирный механизм с образованием дополнительного шарнира на промежуточном участке при $x = \bar{x}$ со значением коэффициента предельного состояния \bar{x}_q , равным

$$\bar{x}_q = \frac{2}{\bar{x}_c} \frac{12 m_c \bar{x}_c - 4 \Delta_c + 2 \kappa_c \bar{x}_c \varphi_{\bar{x}_c}^{(0)} q q(0)}{4 \kappa_c \varphi_{\bar{x}_c}^{(0)} + 5 \bar{x}_c (1 + \bar{x}_c) \Delta_c}.$$

При $|M(x)| < |M(x_m)|$ балка превращается в кинематический механизм при возникновении ПС в ПС на промежуточном участке в сечении $x = x_m$. Значение коэффициента \bar{x}_q в этом случае определяется выражением

$$\bar{x}_q = 2 \frac{12 [1 + m_c (1 - x_m)] \Delta_c + 2 \kappa_c \bar{x}_c (1 - x_m) \varphi_{\bar{x}_c}^{(0)} q q(0)}{6 x_m (1 - x_m) (2 - x_m) \Delta_c + 4 \kappa_c \bar{x}_c \varphi_{\bar{x}_c}^{(0)} (1 - x_m)}.$$

Из приведенных на рис. 2.12 значений коэффициента \bar{x}_q видно, что оптимальный параметр Δ_c и коэффициент κ_c оказывают большое влияние на ПС балки. Значение предельной нагрузки, тем же как и в рассмотренной в параграфе 2.1 проблеме, может быть оптимальным параметром. Отметим, что в случае пластичности балки по всей длине и при $\kappa_c = 0$ коэффициент $\bar{x}_q = 15,6$ [2].

2.3. Интегрируемость деформированных однопролетных балок с условиями соединяемости

Рассмотрим теперь влияние ПС на интегрируемость однопролетной балки, для чего представим значение массы A балки в виде

$$A = \gamma F [L_0 + 2h(1 + m_c \rho)], \quad (2.13)$$

где γ — удельная плотность материала; F — площадь поперечного сечения балки на промежуточном участке.

Коэффициент ρ устанавливает связь между средним значением интегрируемости массы ПС по длине по отклонению и интегрируемости массы профиля балки и величиной коэффициента κ_c ; для корнуских конструкций может быть принята $\rho = 0,2$.

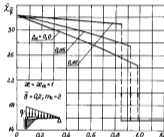


Рис. 2.12. Зависимость от относительной длины балки

функции, что значение предельного момента M_0 может быть определено [2] по формуле

$$M_0 = \frac{F}{2} H^* \sigma_c,$$

где H^* — расстояние между центрами тяжести поперечного сечения профиля балки, выражение (2.13) будет иметь вид

$$A = 2 \frac{l}{H^* \sigma_c} [1 + 2 m_c \rho \bar{x}] M_0. \quad (2.14)$$

Для балки с уруговозамкнутыми опорными сечениями при действии силы P (см. рис. 2.11,а) изгибающий момент M_0 через точку наименьшей силы $M_0 = P_0 \ell / \bar{q}_p$ при условии одностороннего движения ДС в сечении балки при $x = \ell/2$ и в ДС ($\bar{q}_p = q(1+m_c)$), тогда формула (2.14) запишется в виде

$$A = \frac{\gamma \ell}{4 H^2 \sigma_T} \left[(1+2m_c \rho \bar{q}) \frac{P_0 \ell}{2(1+m_c)} \right]$$

Отметим, что значение \bar{q} должно определяться по условиям (2.5). При $m_{12} = 1$ значение \bar{q} вычисляется по формуле (2.4) и значение A в этом случае

$$A = \frac{P_0 \gamma \ell^2}{2 H^2 \sigma_T} \left[1 + m_c \rho \left(\frac{2m_c}{1+m_c} \frac{1}{\bar{q}} - 1 \right) \right] \frac{1}{(1+m_c)}$$

Массу A_0 балки, приведенной по всей длине (прямая рассредоточенная нагрузка H^2 нижней кривой "а"), можно вычислять по формуле

$$A_0 = \frac{2 \gamma \ell}{H^2 \sigma_T} M_0 \quad (2.15)$$

Уточним, что значение силы P_0 , определяющей ДС приведенной уруговозамкнутой балки, равно $P_0 = 2M_0/\ell$, формулу (2.15) запишем в виде

$$A_0 = \frac{P_0 \gamma \ell^2}{4 H^2 \sigma_T}$$

Средняя величина коэффициента относительной металлоемкости балки Γ_p , равная отношению масс балки с ДС к без ДС:

$$\Gamma_p = \frac{A}{A_0} = 2 \frac{H^2}{H^2} \frac{1+2m_c \rho \bar{q}}{1+m_c} \quad (2.16)$$

Значения коэффициента Γ_p при $H^2 = H_0^2$, $m_{12} = 1$, приведены на рис. 2.13, следовательно с возможностью увеличения массы балки. Отметим, что с увеличением значения коэффициента m_c величина Γ_p стремится к пределу и значению

$$\lim_{m_c \rightarrow \infty} \Gamma_p = \frac{m_c}{H^2} q \rho \frac{1-m}{m}$$

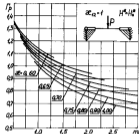


Рис. 2.13. Относительная металлоемкость балки с unilateral сосредоточенной при действии сосредоточенной силы

Значение массы A балки с ДС при действии на нее распределенной нагрузки, учитывая, что $\bar{q}_q = q(1+m_c)$, получим из формулы (2.14):

$$A = \frac{\gamma \ell}{H^2 \sigma_T} \left[(1+2m_c \rho \bar{q}) \frac{q_0 \ell^2}{4(1+m_c)} \right]$$

Значение массы A_0 балки без ДС, учитывая, что в этом случае $q_0 = 4M_0/\ell^2$, получим из формулы (2.15)

$$A_0 = \frac{\gamma \ell}{H^2 \sigma_T} \frac{q_0 \ell^2}{8}$$

и значение коэффициента относительной металлоемкости Γ_q для рассредоточенной нагрузки будет равно

$$\Gamma_q = 2 \frac{H^2}{H^2} \frac{1+2m_c \rho \bar{q}}{1+m_c} \quad (2.17)$$

Значения величин \bar{q} , входящих в формулу (2.17), следует определять в каждом случае из условий (2.7)–(2.9).

Приведенные на рис. 2.14 средние значения Γ_q показаны

те, что жесткость балки увеличивается с увеличением относительной предельной прочности K и уменьшением податливости упругого основания.

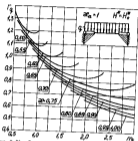


Рис. 2.14. Относительная металличность балки с учетом податливости при действии равномерно распределенной нагрузки

Максимальное значение величины Γ_q при $\rho = 0,2$ превышает при условии $m_c = 0,5$ м./л. (87 - 28 м).

Значение массы A балки с упругоуплотненным и свободным опорным сечением (см. рис. 2.9) будет равно

$$A = \frac{q_0 l^2}{H^* \sigma_T} (1 + m_c \rho \bar{K}) \frac{q}{\bar{K} \bar{q}}$$

Значения размера \bar{K} и коэффициента m_c при этом должны соответствовать уравнению (2.12). Коэффициент $\bar{K} \bar{q}$ определяется формулой (2.11).

Для балки, прямилинейной по всей длине, при рассмотренной схеме опорного закрепления и параметре нагружения предельная величина средней нагрузки равно $q_0 = 2 \text{ дин}_0 / \text{см}^2$ и масса A_0 определяется:

$$A_0 = \frac{q_0 l^2}{\sigma_T H^* \sigma_T}$$

Найдем значение коэффициента Γ_q относительной металличности балки:

$$\Gamma_q = \frac{A}{A_0} = \frac{2q}{\bar{K} \bar{q}} \frac{H_0^*}{H^*} (1 + m_c \rho \bar{K}).$$

Из графика значений коэффициента Γ_q при $H^* = H_0^*$, приведенных на рис. 2.14, видно, что с возрастанием размера \bar{K} и значения сдвигового параметра \bar{K} металличность балки увеличивается. В рассмотренном случае при $m_c = 0,5$ допущено ПС одновременно в K и в сечении $\alpha = 0$ возможно при определенном значении коэффициента m_c , величина которого возрастает при увеличении размера \bar{K} .

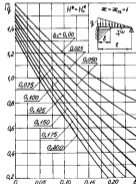


Рис. 2.15. Значения сдвига на металличность балки

Приведенные примеры показывают, что при заданных параметрах K , соответствующим условиям одинаковой жесткости несущих элементов K в профилях балки на приведенном участке, достигается увеличение жесткости балки. Наибольшее значение жесткости будет определяться жесткостью конструктивных элементов прочности K по отношению к профилю балки.

2.4. Предельные состояния и жесткость П-образной рамы с жесткими соединениями

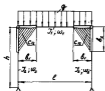


Рис. 2.16. Расчеты одной рамы с K

Рассмотрим конструктивно симметричную П-образную раму с K , горизонтальная балка которой находится под действием равномерно распределенной нагрузки (рис. 2.16).

В соответствии с кумулятивным методом [1] значение избыточного момента $M(0)$, воспринимаемого рамой K :

$$M(0) = \frac{q l^3}{4} \frac{\bar{\alpha}_1 [1 + 2\bar{\alpha}_2 (1 - \bar{\alpha}_1)]}{3\bar{\alpha}_1 + D_{11}^2 + 2K_2 \bar{\alpha}_2 (\alpha_{2c} + \bar{\alpha}_1^2)} \quad (2.18)$$

где

$$\bar{\alpha}_1 = \frac{h}{l} \frac{\alpha_1}{\alpha_2}; \quad \Delta_{11} = \frac{3EJ}{G\omega_2 h^2}; \quad \bar{\alpha}_2 = 1 - 2\bar{\alpha}_1;$$

$$\bar{\alpha}_1 = \frac{A_1}{l}; \quad \bar{\alpha}_2 = \frac{h_2}{h}; \quad K_2 = K - K_1.$$

Коэффициент опорной вращ. для жестких соединений горизонтальной балки определяется по формуле

$$\alpha = \frac{1}{1 + \frac{2K_2 h_2 (\alpha_{2c} + \bar{\alpha}_1^2)}{D_{11}^2 + 3EJ_2}} \quad (2.19)$$

Но значение коэффициента α зависит также параметров для соединяемых балок, так и K . Для жестких K значения коэффициента α приведены на рис. 2.17.

Если значение коэффициента α можно выполнять условия горизонтальной балки рамы, возникающие вследствие неслучайных, приведенных в параграфе 2.1. Однако предельные состояния П-образной рамы имеют особенности, не рассмотренные в основном тексте.

Определим значения моментов, возникающих в критических районах рамы: в среднем сечении горизонтальной балки $M(l/2)$ на предельном участке горизонтальной балки у K $M(l_2)$ и в сечении предельного участка стойки у K $M(h_2)$

$$M\left(\frac{l}{2}\right) = M(0) - \frac{q l^2}{8}; \quad M(h_2) = M(0) - \frac{q l^2}{2} (1 - \bar{\alpha}_1) \bar{\alpha}_1;$$

$$M(l_2) = M(0) (1 - \bar{\alpha}_2). \quad (2.20)$$

Представим значение жесткости нагрузки $q = q_1$, соответствующее достижению момента предельного значения для критических районов рамы, а для $q_1 = \alpha_1 \bar{\alpha}_1 M_{pl} / l^2$, где M_{pl} — значение предельного момента для сечения предельного участка горизонтальной балки. Значение предельного момента

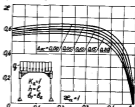


Рис. 2.17. Изгибы элементов конструкции одной горизонтальной балки П-образной рамы

для случая прямоугольного участка стойки \bar{M}_0 сделан с помощью коэффициента m_2 от значения момента $\bar{M}_0 = m_2 M_0$. Тогда на основании формул (2.19), (2.20) получим для коэффициента χ_q следующие выражения:

$$\chi_q(0) = 4 \frac{m_2}{\pi} D_2; \quad \chi_q(\xi) = \frac{2\chi_q(0)}{2m_2 - \bar{k}_1(1-\bar{k}_1)\chi_q(0)};$$

$$\chi_q\left(\frac{\xi}{2}\right) = \frac{2\chi_q(0)}{\chi_q(0) - 2m_2}; \quad \chi_q(\xi) = \frac{m_2}{m_2} (1 - \bar{k}_2)\chi_q(0),$$

где

$$D_2 = \frac{3\bar{k}_2 + D_{12}^2}{1 + 2\bar{k}_1^2 (2\bar{k}_1 - 3)}$$

BC поступают при определении рамы в кинематической зависимости и могут возникнуть при образовании пластических шарниров несимметрично в нескольких характерных районах. Возможные случаи BC рассматриваемой рамы показаны в табл. 2.1. Величина максимального BC определяется путем перебора всех соответствующих коэффициентов χ_q .

По кинематической экстремальной теории для рамы с конкретными значениями геометрических и прочностных параметров не приводятся в табл. 2.1 шесть значений q_2 нужно выбрать максимум. Так, BC рамы, у которой несущий момент возникает в XС и при условии $m_2 > m_0; m_2 \chi_q(\xi/2) < \bar{k}_1$, будет соответствовать схеме 7. Отметим, что реализация BC рамы по схеме 2 происходит при значениях ушей q_2 , больших по сравнению со значениями q_2 для схемы 3. Для рамы с прямоугольным по всей длине участком BC реализуется по схеме 3 при значении $\chi_q = 10$.

Массо рассматриваемой рамы А с XС определяется выражением

$$A = \gamma(F_1 h_1 + 2F_2 h_2) + 2A_q, \quad (2.21)$$

где F_1 , F_2 — площади поперечных сечений прямоугольных участков соответственно горизонтальной балки и стоек.

Величина массы A_q XС может быть вычислена по формуле

$$A_q = \gamma \left[F_1 \left(h_2 - \frac{h_1}{2} \right) + F_2 \left(h_2 - \frac{h_1}{2} \right) \right] (1 + \rho m_2), \quad (2.22)$$

Схемы и условия предельных состояний П-образной рамы

Схемы	Условия
	$\chi_q(0) = \chi_q(\xi/2); \quad q_2 = \frac{M_0}{2} \frac{16}{2};$ $\alpha = \frac{2D_2}{4m_2} [1 - 4\bar{k}_1(1-\bar{k}_1)]$
	$\chi_q(0) = \chi_q(\xi); \quad q_2 = \frac{M_0}{2} \frac{2(1+m_2)}{\bar{k}_1(1-\bar{k}_1)};$ $\alpha = 2 \frac{m_2 D_2}{m_2 - 1} \bar{k}_1 (1-\bar{k}_1)$
	$\chi_q(0) = \chi_q(\xi/2); \quad q_2 = \frac{M_0}{2} \alpha / (1+m_2);$ $\alpha = \frac{m_2 D_2}{2(1+m_2)}$
	$\chi_q(0) = \chi_q(\xi); \quad q_2 = \frac{M_0}{2} \chi_q(\xi);$ $m_2 = m_0 (1-\bar{k}_1)$
	$\chi_q(0) = \chi_q(\xi); \quad q_2 = \frac{M_0}{2} \frac{2(1+m_2)}{\bar{k}_1(1-\bar{k}_1)};$ $\alpha = \frac{m_2}{m_2} \frac{2\bar{k}_1(1-\bar{k}_1) D_2}{m_2 + \bar{k}_1 - 1}$
	$\chi_q(\xi) = \chi_q(\xi/2); \quad q_2 = \frac{M_0}{2} \alpha / (1+m_2);$ $\alpha = \frac{2D_2}{2} \frac{m_2}{1-\bar{k}_1 + m_2}$

где N_1 , N_2 - соответствующие массы поперечных сечений профилей горизонтальной балки в стоеке.

Коэффициент ρ в формуле (2.22) зависит от геометрии тупого угла \mathcal{K} , формы внутренней кромки и закрепления по соседней плоскости или функции, значения технологической заготовки, технологических ребер жесткости и т.д. Для \mathcal{K} , применяемых в дуговых корпусах, значения коэффициента ρ в формуле (2.22) может быть принято в первом приближении равным $\rho = 0,1$.

Учитывая, что значения изгибных моментов M_0 и \bar{M}_0 , воспринимаемых стержнями рамы, можно выписать в виде

$$M_0 = \frac{F_2}{2} N_1^* \sigma_T; \quad \bar{M}_0 = \frac{F_2}{2} N_2^* \sigma_T, \quad (2.23)$$

где N_1^* , N_2^* - расстояния между центрами тяжести поперечных площадей поперечных сечений профилей соответственно горизонтальной балки и стоека, значения массы рамы определяются выражением

$$A = \frac{2\gamma t}{\sigma_T^2} \frac{M_2}{\sigma_T} \left\{ (1 - \bar{N}_2 + \rho m_2)(2\bar{h}_2 - \bar{N}_2) + m_2 \frac{N_2^*}{N_2} \left[(2\bar{h}_2 - \bar{N}_2 + \rho m_2)(2\bar{h}_2 - \bar{N}_2) \right] \right\}, \quad (2.24)$$

где

$$\bar{N}_2 = \frac{N_2}{2}; \quad \bar{h}_2 = \frac{h}{t}; \quad \bar{N}_1 = \frac{N_1}{2}; \quad \bar{h}_1 = \frac{h}{h}.$$

Значение массы A_0 рамы в приближении по всей длине стержнем, приняв все геометрические параметры доминирующей частью изгибаемого $^{\circ}0^{\circ}$, можно определить по формуле

$$A_0 = \gamma \left[F_{0,0} (1 - N_{0,0}) + F_{0,0} (2h - N_{0,0}) \right],$$

которая, учитывая зависимость (2.21), запишется в виде

$$A_0 = \frac{2\gamma t}{N_{0,0}^2} \frac{M_{0,0}}{\sigma_T} \left[(1 - \bar{N}_0 + \frac{N_{0,0}^*}{N_{0,0}} m_0)(2\bar{h}_0 - \bar{N}_{0,0}) \right], \quad (2.25)$$

Для определения значений A и A_0 по выражениям (2.24) и (2.25) необходимы значения M_2 и $M_{0,0}$ выразить через зна-

чения значений усилий $Q_{0,0}$, соответствующих $^{\circ}0^{\circ}$ рамы.

При $k_1 = k_2 = k$; $N_1^* = N_2^* = N$ значения коэффициента относительной жесткости рамы определяются так:

$$\Gamma = \frac{A}{A_0} = \frac{\gamma^*}{\gamma_{0,0}^*} \frac{N_{0,0}^*}{N^*} \frac{m_0(2\bar{h}_0 - 1) + (1 + m_0)(1 - \bar{N}_0 + \rho m_0)(2\bar{h}_0 - \bar{N}_0)}{(1 - \bar{N}_0)(1 + m_0) + m_0(2\bar{h}_0 - 1)}$$

В частности, для рамы с жестким $^{\circ}0^{\circ}$ при $\bar{h}_0 = 0,2$; $A_{0,0}^* = 0$; $\bar{N}_0 = 0,75$ коэффициент $\gamma = 0,753$. Если же стоек $m_0 = 1,962$, то выполняется условие, соответствующее $^{\circ}0^{\circ}$ рамы по схеме 3, и коэффициент $\Gamma = 0,708$.

3. ПРЕДЕЛЬНЫЕ СОСТОЯНИЯ И ЖЕСТКОСТЬ ОБЩИХ РАМНЫХ КОНСТРУКЦИЙ СО СТОЙКАМИ ПЕРЕ ГОРИЗОНТАЛЬНОЙ СМЫШЛИ РАМЫ

3.1. Параметры предельного состояния общих рамных конструкций

В конструкциях дуговых корпусов, а также в различных стержневых сооружениях применяются рамы, состоящие из двух, трех, а иногда и более стоек, соединенных горизонтальными балками. Рамы могут быть двух типов: замкнутые (а-1), когда применяется только одна горизонтальная опанка - решетка, и незамкнутые (а-2), когда горизонтальные опанки соединяются как вертикаль, так и вливая концы стоек. Рама выводится под действием горизонтальной силы P (она может иметь заданное горизонтальное направление α) и представляет собой неразрезную балку площади поперечного сечения S_1 и жесткостью на изгиб EJ_1 и стоек $S_2\omega_1$. Все стойки имеют одинаковый профиль площади поперечного сечения S_2 и жесткостью на изгиб EJ_2 и стоек $S_2\omega_2$. Предельность $^{\circ}0^{\circ}$ по горизонтальным силам k_1 и по стойкам k_2 . $^{\circ}0^{\circ}$ имеет единую конструкцию и, следовательно, единственную жесткость. Предельное значение момента, воспринимаемого горизонтальными стержнями, равно M_0 , стойками - $\bar{M}_0 = m_0 M_0$, $^{\circ}0^{\circ}$ - $M_0 = m_0 M_0$, где m_1 и m_2 - коэффициенты относительной предельной проч-

ности. Для раскрытия относительной жесткости рамы и расчеты

разными деталями выполняются уравнения (1.4), (1.5) в условиях равновесия. При определении значений силы P , соответствующей III ряду, следует задать численные значения μ , позволяющей осуществлять в процессе эксплуатации контроль нагрузкой способности конструкций, и установить соответствующий параметр X в зависимости от целей получения конструкций максимальной металлоемкости.

3.2. Рамы конструкции с двумя, тремя и более стойками

Возможны условия возникновения моментов в сечениях A , B и в XC рамы с двумя стойками (рис.3.1) предельных значений в предельном значении силы P_0, P_1 и рамы $P_2 = \chi_2 M_0 / h$, нагрузки для коэффициентов χ_2 следующие формулы:

$$\chi_2 = 2\alpha \frac{m_2}{N_2}; \quad \chi_2 = 2 \frac{b}{l_2}; \quad \chi_2 = 2\alpha m_2.$$

Распределение моментов предельных значений для любого из рассмотренных районов определяет ПК, форма которых приведена на рис.3.1. Величина силы $P = P_1 = P_2$ может рассматриваться в качестве предельного значения, которое соответствует максимальному из указанных коэффициентов $\chi_2 = \chi_2$. Для оптимального проектирования конструкций рамы необходимо, чтобы образование ПК происходило одновременно как минимум в двух характерных районах (для рамы в плане - в четырех районах). Таким образом выдвигаются определенные требования на составлении геометрии рамы в зависимости от параметров XC и стержней рамы. Показано это при анализе металлоемкости конструкции, учитывая, что для рамы с двумя стойками, состоящей из пространственной стержневой, величина коэффициента χ_2 принимает значение из указанных $\chi_2 = \chi_2 = 2\alpha$ или $\chi_2 = 2m_2 \alpha$. При $l_2 = b_2 = b$, $N_2 = N_2 = N$ коэффициент относительной металлоемкости Γ рамы определяется так:

$$\Gamma = \frac{N_2^2}{N^2} \frac{\chi_{2min}^2}{\chi_{2min}} \frac{3(1+m_2)(1-\beta)+m_2(2\bar{h}-\beta)+m_2(2\bar{h}-\alpha)}{(1-\beta)(1+m_2)(1+\alpha)+m_2(2\bar{h}+\alpha)}$$

В табл.3.1 приведены значения моментов m_2 и Γ , соответствующих различным значениям коэффициента χ_2 . При $\chi_2 = 0,5\alpha$ моменты достигают предельных значений одновременно

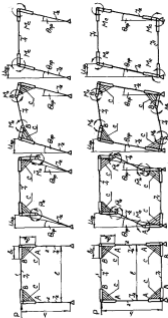


Рис.3.1. Формы предельных состояний рам с двумя стойками

Таблица 3.1

Значения параметров m_c и Γ для рамы с двумя стойками при $m_2=1$, $H_1=H_2$, $k_1=k_2$

n	h/L	Параметры	\bar{K}					
			0,05	0,10	0,15	0,20	0,25	0,30
1	0,50	m_c	1,111	1,250	1,428	1,667	2,000	2,500
1	0,50	Γ	0,428	0,364	0,344	0,300	0,258	0,213
1	0,75	m_c	1,071	1,154	1,250	1,364	1,500	1,667
1	0,75	Γ	0,500	0,468	0,437	0,408	0,375	0,343
1	1,00	m_c	1,000	1,111	1,176	1,250	1,333	1,428
1	1,00	Γ	0,555	0,529	0,504	0,479	0,459	0,429
1	1,25	m_c	1,042	0,960	1,136	1,190	1,250	1,318
1	1,25	Γ	0,677	0,576	0,573	0,534	0,513	0,492
1	1,50	m_c	1,034	1,071	1,111	1,154	1,200	1,250
1	1,50	Γ	0,633	0,615	0,596	0,578	0,560	0,541
2	0,50	m_c	1,111	1,250	1,428	1,667	2,000	2,500
2	0,50	Γ	0,428	0,368	0,369	0,450	0,392	0,332
2	0,75	m_c	1,111	1,250	1,428	1,667	2,000	2,500
2	0,75	Γ	0,446	0,583	0,520	0,459	0,396	0,333
2	1,00	m_c	1,111	1,250	1,428	1,667	2,000	2,500
2	1,00	Γ	0,563	0,538	0,532	0,468	0,401	0,336
2	1,25	m_c	1,087	1,190	1,326	0,490	1,687	1,923
2	1,25	Γ	0,660	0,639	0,587	0,543	0,482	0,428
2	1,50	m_c	1,071	1,174	1,200	1,364	1,500	1,667
2	1,50	Γ	0,713	0,672	0,627	0,582	0,538	0,493

во всех трех характерных режимах - в Ж и в сеченьях А, В; при $\bar{h} > 0,5h$ - в Ж и в сеченьях А; при $\bar{h} < 0,5h$ - в Ж и в сеченьях В.

Значения продольного вынужденного перемещения u_{np} рамы определяются при заданном по величине коэффициенте $\bar{\chi}$:

$$u_{np} = \frac{M_0 h}{E J_1} \bar{u} \bar{\chi} \quad (3.1)$$

где

$$\bar{u} = \frac{k}{2Eh} [D_{11}^2 + 2\bar{\Psi}_{11}^2 - \bar{\Psi}_{11}'^2 + 2k_2 \bar{\Psi}_{21}^2 - k_2 (2 - \nu) \bar{\Psi}_{21}'^2];$$

$$\left. \begin{aligned} \bar{\Psi}_{11}^2 &= (1 - \bar{k}_1^2) - \bar{k}_1^2 + \Delta_{1c} \bar{k}_1; & \bar{\Psi}_{21}'^2 &= 1 + 2\bar{k}_1^2 (2\bar{k}_1 - 2) - 2\Delta_{1c} \bar{k}_1; \\ \bar{\Psi}_{11}'^2 &= 1 + 2\bar{k}_1^2 (2\bar{k}_1 - 2) - 2\Delta_{1c} \bar{k}_1; & \bar{\Psi}_{21}^2 &= (1 - \bar{k}_1^2)^2 - (1 - \nu) \bar{k}_1^2 + \Delta_{2c} \bar{k}_1; \end{aligned} \right\} (3.2)$$

$$\Delta_{1c} = \frac{3EJ_1}{6\omega_1 h^2} (1 + \nu); \quad \Delta_{2c} = \frac{3EJ_1}{6\omega_2 h^2} (1 + \nu);$$

Для рамы с тремя стойками (рис.3.2) вынужденные нагрузки являются Ж горизонтальных сил, с крайними стойками, на промежуточных участках - сечениях А, В. DC рама, показанная на рис.3.2, образуется при изменении коэффициента $\bar{\chi}$ рамы

$$\bar{\chi}_{min} = 2k \frac{m_2}{k_2}; \quad \bar{\chi}_{0,5} = 1 + \frac{k}{k_2}; \quad \bar{\chi}_{max} = 4k m_2.$$

При заданном перемещении в условиях

$$4\bar{k}_1^2 \bar{\chi}^2 = \frac{1}{\bar{\chi}} \frac{m_2}{m_1}; \quad \bar{k}_1 \frac{1}{\bar{\chi}} \left(1 - \frac{1}{m_1}\right) \quad (3.3)$$

DC вынужденно одноосредненно в Ж и в сеченьях А, В; при заданном перемещении (3.3) - в Ж и в сеченьях В, Д. Для рамы с тремя стойками без Ж вынужденного перемещения $\bar{\chi}$ принимают значение по величине $\bar{\chi}^2 = 2k$ или $\bar{\chi}^2 = 2m_2 k$.

При $k_1 = k_2 = k$; $H_1 = H_2 = H$ коэффициенты относительной негибкости Γ для рамы с тремя стойками определяются так:

$$\Gamma = \frac{\bar{\chi}_{min}^2}{\bar{\chi}_{min}} \frac{4(2 - \bar{h}) + \nu m_2 [4\bar{h} - \bar{h} + m_2 (3\bar{h} - 2\bar{h})] + m_2 (5\bar{h} - 2\bar{h})}{\bar{\chi}_{min}^2 \{ \bar{h}(1 - \bar{h}) + 3m_2 [\bar{h} + (2 - \bar{h})\bar{h}] \}}.$$

Значения параметров DC и коэффициента Γ , приведенные для рамы в табл.3.2, показывают, что при $m_2 = 1$ DC вынужденной рамы определяется относительная нагрузка температур в Ж и в сеченьях А, В.

Параметр \bar{u} продольного вынужденного перемещения u рамы (3.1) вычисляется по формуле

$$\bar{u}_{A, B} = \frac{k}{8\omega_1 h} (\bar{\Psi}_{11}'^2 + 4\bar{\Psi}_{11}^2); \quad \bar{u}_{C, D} = \bar{u}_{0,5} = \frac{k}{8\omega_2 h} (\bar{\Psi}_{21}^2 + D_{21}^2).$$

Вычисленные параметры m_c и Γ для рам с тремя стойками
стойками при $m_2=1$; $H_1=H_2$; $b_1=b_2$

n	h/c	Параметры	$\bar{\xi}$					
			0,05	0,10	0,15	0,20	0,25	0,30
1	0,5	m_c	0,833	0,938	1,071	1,250	1,500	1,875
1	0,5	Γ	0,875	0,784	0,696	0,608	0,510	0,428
1	1,0	m_c	0,789	0,853	0,982	0,938	1,000	0,971
1	1,0	Γ	0,951	0,877	0,844	0,800	0,757	0,794
1	1,5	m_c	0,776	0,802	0,853	0,885	0,900	0,938
1	1,5	Γ	0,962	0,928	0,892	0,855	0,827	0,808
1	2,0	m_c	0,769	0,769	0,811	0,833	0,857	0,882
1	2,0	Γ	0,963	0,942	0,920	0,899	0,881	0,877
1	2,5	m_c	0,765	0,781	0,798	0,815	0,833	0,852
1	2,5	Γ	0,969	0,953	0,935	0,919	0,900	0,893
2	0,5	m_c	0,958	1,250	1,479	1,657	2,000	2,500
2	0,5	Γ	0,728	0,585	0,497	0,438	0,380	0,322
2	1,0	m_c	0,833	0,938	1,071	1,250	1,500	1,875
2	1,0	Γ	0,835	0,750	0,665	0,581	0,495	0,410
2	1,5	m_c	0,804	0,865	0,938	1,025	1,125	1,250
2	1,5	Γ	0,890	0,832	0,776	0,727	0,681	0,634
2	2,0	m_c	0,789	0,833	0,882	0,938	1,000	1,071
2	2,0	Γ	0,908	0,860	0,818	0,776	0,732	0,691
2	2,5	m_c	0,781	0,817	0,852	0,885	0,938	0,987
2	2,5	Γ	0,918	0,885	0,851	0,818	0,794	0,770

где функция $\bar{\xi}$ определяется формулой (3.2);

$$D_{12}^{(3)} = D_{12}^{(2)} + 2(\bar{\xi}_1^* + \kappa_2 \bar{\xi}_2^*) - \kappa_2^2 (n-1) \bar{\xi}_2^*$$

Для рам с опорными стойками (рис.3.3,а,б) выделены группы стоек на КС выделены отдельные стойки 1-2 (В-В); на промежуточных участках - отмечены В, Е, F. КС рамы - первая (рис.3.3,б,а), вторая (рис.3.3,б,б), третья (рис.3.3,г,а,б) - обозначены при выделении соответствующих коэффициентов $\bar{\xi}_1$, $\bar{\xi}_2$, $\bar{\xi}_3$ рамных

$$\bar{\xi}_1 = 0,5 \frac{m_2}{h_2}; \quad \bar{\xi}_2 = 2\lambda \frac{m-1}{c}; \quad \bar{\xi}_3 = 2\lambda m_2 (n-1). \quad (3.4)$$

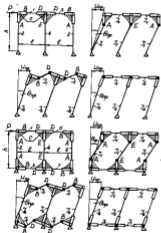


Рис.3.2. Формы предельных состояний рам с тремя стойками

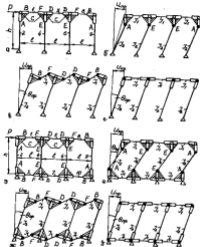


Рис. 1.3. Формы параллельных системных рам с четырьмя стойками

Для рам без ПС коэффициент $\bar{\gamma}$ принимается равным нулю во всех случаях $\bar{\gamma}_1 = 0$; $\bar{\gamma}_2 = 0$ при $m_2 = 0$.

Расчеты (3.3) при $\bar{\gamma}_1 = \bar{\gamma}_2$; $\bar{\gamma}_1 = \bar{\gamma}_2$ для рассмотренных рам выполняются так:

$$2\bar{K}_2 > 1 - \frac{n_1 m_2}{2(n-1)m_c}; \quad \bar{K}_2 > \frac{1}{2} \left(1 - \frac{1}{m_c}\right). \quad (3.5)$$

Металлическость рам с ПС (K) и без ПС (K_0) определяется по формулам

$$\left. \begin{aligned} K &= \frac{2\gamma_1^2}{H_1^2} \frac{M_2}{\sigma_T} \left\{ n(1-\bar{\gamma}_1) + p m_2 [2(n-1)\bar{K}_1 - \bar{H}_2] \right\} + \\ &+ 2 m_2 \frac{\gamma_1}{H_1^2} \frac{M_2}{\sigma_T} \left\{ n - 2(n-1)\bar{\gamma}_1 + p m_2 [n\bar{K}_2 - (n-1)\bar{H}_2] \right\}; \\ K_0 &= \frac{2\gamma_1^2}{H_1^2} \frac{M_2}{\sigma_T} \left\{ 2(n-1)(1-\bar{\gamma}_{1,0}) + n m_2 \frac{H_2}{H_1} \left(\bar{\gamma}_1 + \frac{\bar{H}_2}{2} \right) \right\}. \end{aligned} \right\} (3.6)$$

Для рам с шестью стоек $n=6$ значения ПС и металлическости могут быть рассчитаны также по формулам (3.4)–(3.6). Примеры значений числа стоек по параметрам ПС и коэффициент Γ приведены в табл. 1.3.

Для рам с четырьмя стойками значение параметра $\bar{\gamma}$, соответствующее получению первого ПС рамы, определяется формулой

$$\bar{\gamma} = \frac{(D_{11}^{(0)})^2 - (D_{22}^{(0)})^2 - \alpha_2 [2 - 4\bar{\gamma}_{21}^2 - 2\bar{\gamma}_{21}^4] + \alpha_2 [2 - 4\bar{\gamma}_{21}^2 - 2\bar{\gamma}_{21}^4] + (n-2)D_{11}^{(0)}}{2n\alpha_1 [\bar{\gamma}_{21}^2 - (n-2)\alpha_2 [2 - 4\bar{\gamma}_{21}^2 - 2\bar{\gamma}_{21}^4] + D_{11}^{(0)}(n-2)]}. \quad (3.7)$$

Для второго и третьего ПС параметр $\bar{\gamma}$ для рам с четырьмя стойками рамы

$$\bar{\gamma} = \frac{D_{11}^{(0)} + D_{22}^{(0)}}{2n\alpha_1}. \quad (3.8)$$

Формулы (3.7) и (3.8) могут быть применены для рам с шестью стоек $n=6$ при допущении, что по рам ПС для рассматриваемых стоек вычисляются также же моменты, как и в ПС второй стоек.

Таблица 3.3

Значения параметров m_c, Γ для рам с полным
моментом стоек при $\bar{k}_2 = \bar{k}_3 = 0,15$; $N_1 = N_2$; $\bar{N} = 2$

n	$m_c = 1$				$m_c = 2$ ($m_c = 1,425$)	
	s = 1		s = 2		s = 1	s = 2
	m_c	Γ	m_c	Γ	Γ	Γ
4	0,721	0,904	0,784	0,822	0,451	0,439
5	0,679	0,907	0,736	0,826	0,423	0,412
6	0,648	0,909	0,706	0,827	0,408	0,397
7	0,631	0,909	0,686	0,828	0,396	0,386
8	0,619	0,910	0,672	0,830	0,388	0,380
9	0,608	0,911	0,662	0,831	0,385	0,374
10	0,601	0,911	0,654	0,832	0,380	0,369

3.3. Рамы конструкции с жесткими горизонтальными связями

При абсолютном жестком горизонтальном связях величина горизонтального перемещения ригеля определяется величиной дифференциального прогибания на жесткой боковой стене стоек с учетом конструктивных особенностей каждой. При всем этом нагруженной будет стойка, имеющая максимальное значение шаговой жесткости в плане жесткая ЖС.

Рассмотрим наиболее распространенную рамную конструкцию, в которой все стойки выполнены из одинакового профиля и имеют одинаковые конструкции ЖС. Так как жесткость ЖС с обеих сторон профиля стойки приведет в результате стоек при возрастании нагруженности стоек в районе ЖС, будем считать жесткость жесткой односторонней ЖС, имеющей протяженность по высоте стоек h_2 .

ЖС рамы возникает при достижении моментами $M_{1,2}$ и M_3 предельных значений и определяется моментами из условий равновесия:

$$P_1 = \bar{M}_3 \frac{\bar{k}_1}{h}$$

где

$$\bar{k}_2 = 4m_c n; \quad \bar{k}_3 = \frac{n h}{h_2}$$

\bar{M}_3 — моменты, равные относительным предельным моментам ЖС в стойке.

При отсутствии ЖС коэффициент $\bar{k}_3 = n h / h_2$.

ЖС рамы с жесткими горизонтальными связями соответствует стоек, приведенным на рис. 3.1, 3.2, 3.3, 3.4, 3.5, 3.6, 3.7, 3.8. Горизонтальные перемещения жесткого ригеля определяются:

$$u = \frac{P_1 h^3}{6EJ_z} \frac{1}{n s} \left[2\bar{\psi}_1^* + (s-1)\bar{\psi}_2^* + \frac{6EJ_z}{s d^2 h} \right],$$

где функции $\bar{\psi}$ рассчитываются по формулам (3.2).

Металлоустойчивость рассматриваемых рам с ЖС и без них определяется по формулам:

$$A = \frac{\pi^2 E I_y}{H_0^2 \sigma_y} \bar{M}_3 (\lambda + 4\bar{k}_2 \beta m_c); \quad \beta = E \frac{n h}{H_0^2 \sigma_y} \bar{M}_3 n s$$

Величина металлоустойчивости рамы определяется при определенных условиях $\bar{k}_2 = \bar{k}_3$, что приводит к зависимости

$$\bar{k}_2 = \frac{s}{2} \left(1 - \frac{1}{m_c} \right),$$

откуда коэффициент относительной металлоустойчивости

$$\Gamma_{min} = \frac{H_0^2 \sigma_y}{H_0^2 h} \frac{1}{m_c} [1 + \beta (\bar{m}_c - 1)].$$

Таблица 3.4

Относительная металлоустойчивость рам с жесткими
горизонтальными связями при оптимальных параметрах
узловых соединений

\bar{m}_c	Значения \bar{k}_2 при		Γ_{min}	\bar{m}_c	Значения \bar{k}_2 при		Γ_{min}
	s=1	s=2			s=1	s=2	
1,0	0,000	0,000	1,000	1,8	0,444	0,222	0,600
1,1	0,091	0,096	0,918	1,9	0,474	0,237	0,574
1,2	0,167	0,083	0,880	2,0	0,500	0,250	0,550
1,3	0,231	0,129	0,792	2,2	0,545	0,273	0,529
1,4	0,286	0,142	0,743	2,4	0,583	0,282	0,495
1,5	0,333	0,167	0,700	2,6	0,625	0,308	0,468
1,6	0,379	0,188	0,662	2,8	0,662	0,321	0,442
1,7	0,412	0,206	0,629	3,0	0,687	0,333	0,400

Коэффициент $\Gamma_{\text{нпд}}$ не зависит от параметров n и δ . Приведены в табл. 3.4 оптимальные значения параметров JS в соответствии со значениями коэффициента $\Gamma_{\text{нпд}}$ с учетом влияния на возможность сплавки металловоскости. Рассчитаны также пределы конструкций по сечт предела прочности JS с изменением по сравнению с профем стоек предельной прочности. Требуемая прочность JS по стойкам выделены для n и δ без учета по сравнению с металловоскости.

Л И Т Е Р А Т У Р А

1. ЛОЖИН А.В., РИЗОВ Л.В. Судовые клепаные соединения. Л.: Судостроение, 1973.
2. БИЧУНОВИЧ Г.М. Расчет судовых рамных корпусных конструкций с ригельными рамками. Рига, пособие. Л.: Изд. МВ, 1961.
3. БАШКИНЧ П.Ф. Трубы по сверхтонкой технологии. Т.1. Л.: Судостроение, 1963.
4. ДИКОНИЧ В.А. Стенки упругопластических балок судовых конструкций. Л.: Судостроение, 1967.

О Г Л А В Л Е Н И Е

Введение	3
1. Деформирование упругих соединений в области упругих и упругопластических деформаций	4
1.1. Дискретная модель упругих соединений	4
1.2. Упругие перемещения корпусных стенок опорных рам с упругими соединениями	6
1.3. Расчет сложных и простых рам с упругими соединениями. Предельные силы и время момента	10
1.4. Особенности деформирования упругих соединений в предельном состоянии	18
2. Влияние упругих соединений на предельную прочность и металловоскости рамных конструкций	16
2.1. Предельные состояния упругопластических по концам балок с упругими соединениями	16
2.2. Предельные состояния балки со свободными концами и упругопластическими опорными сечениями	20
2.3. Металловоскости упругопластических однопролетных балок с упругими соединениями	32
2.4. Предельные состояния в металловоскости Π -образной рамы с упругими соединениями	38
3. Предельные состояния и металловоскости опорных рамных конструкций со стойками при горизонтальном смещении ригеля	43
3.1. Параметры предельного состояния опорных рамных конструкций	43
3.2. Рамные конструкции с двумя, тремя и более стойками	44
3.3. Рамные конструкции с жесткими горизонтальными сечениями	52
Литература	54