

ГОСУДАРСТВЕННЫЙ РОССИЙСКИЙ НАУЧНО – ИССЛЕДОВАТЕЛЬСКИЙ
И ПРОЕКТНО-КОНСТРУКТОРСКИЙ ИНСТИТУТ ПОДЪЕМНО-ТРАНС
ПОРТНОГО МАШИНОСТРОЕНИЯ (ВНИИПТМАШ)

П О С О Б И Е

по расчету элементов стальных конструкций

грузоподъемных кранов

(к СТО 24.09 - 582I -0I - 93)

Утверждено

приказом ВНИИПТМАШ № II

от 25.06.93

приказом Ассоциации "Подъемтранстехника" № 36

от 15.06.93

СО Д Е Р Е А Н И Е



1. Общие указания	
2. Требования к материалам	
3. Расчетные характеристики материалов и сварных соединений	5
4. Учет условий работы	5
5. Расчет стержней на осевые силы	6
6. Расчет сжато-изогнутых стержней	9
7. Проверка устойчивости пластинок	10
8. Проверка общей устойчивости балок	25
9. Некоторые особенности выполнения сварных соединений и их расчета	35
10. Особенности выполнения и расчета болтовых соединений	42
11. Расчет элементов стальных конструкций на сопротивление усталости	52
12. Расчет полок ездовых профилей на действие местных нагрузок	63
13. Особенности расчета балок с перфорированной стенкой	63
14. Расчет подтележных направляющих (рельсов)	83
15. Особенности конструирования и расчета угловых сопряжений прямолинейных балок	84
16. Устойчивость полок и стенок прокатных и составных сварных сжатых, сжато-изогнутых и изгибаемых элементов постоянного поперечного сечения.....	99
17. Расчет шарнирных соединений	104
Литература	110

В В Е Д Е Н И Е

Пособие по расчету элементов стальных конструкций грузоподъемных кранов является дополнением к СТО 24.09-582I-0I-93 "Краны грузоподъемные промышленного назначения. Нормы и методы расчета элементов стальных конструкций".

В "Пособии" излагаются основные положения, использованные при разработке включенных в состав СТО нормативов и методик.

Приведены также указания, направленные на уточнение расчетов некоторых элементов, относительно редко используемых в кранах, при анализе поломок конструкций и в т.п. случаях.

Некоторые особенности выполнения конструкций, гарантирующие их несущую способность, приведены в разделах 9, 10 и 15.

После апробации в расчетной практике ряд материалов пособия предлагается включить в состав СТО.

Приведены также примеры расчета некоторых элементов и дан перечень литературы.

Пособие составлено сотрудниками лаборатории грузоподъемного оборудования ВНИИПТМАШ Абрамовичем И.И., Березиной Е.П., Рябовой Н.Н.

1. ОБЩИЕ УКАЗАНИЯ

1.1. Настоящее "Пособие" содержит рекомендации по расчету отдельных элементов конструкции, дополняющие включенные в состав СТО нормативные указания.

1.2. Порядок изложения материалов в "Пособии" соответствует принятому в СТО, за исключением дополнительных разделов, излагающих расчеты элементов, не рассматриваемых в СТО.

2. ТРЕБОВАНИЯ К МАТЕРИАЛАМ

2.1. Применение материалов, не предусмотренных действующими нормативами на грузоподъемные краны (см. например, / 72 /) допускается при условии согласования с головной научно-исследовательской организацией по грузоподъемным кранам.

2.2. Сопоставительные характеристики зарубежных и отечественных материалов - см. / 22 /.

2.3. Основные требования к конструкциям и материалам кранов исполнения ХЛ - см. / 9, 33, 34, 62, 65 /.

3. РАСЧЕТНЫЕ ХАРАКТЕРИСТИКИ МАТЕРИАЛОВ СВАРНЫХ СОЕДИНЕНИЙ

Приведенные в СТО расчетные характеристики материалов и сварных соединений базируются на действующих строительных нормах / 65, 66 /.

4. УЧЕТ УСЛОВИЙ РАБОТЫ

4.1. Для назначения коэффициентов условий работы учитывают возможные отклонения принятой расчетной схемы от особенностей реальной конструкции (несовершенство расчета).

4.2. Значения коэффициента δ_c'' условий работы элементов конструкции краев отдельных типов допускается принимать по данным, приложения 2 - СТД - "Временные указания по расчету стальных конструкций мостовых и козловых кранов".

5. РАСЧЕТ СТЕЖНЕЙ НА ОСЕВЫЕ СИЛЫ

5.1. Расчет стержней на прочность производят только для упругой стадии работы.

5.2. Значения коэффициента продольного изгиба φ , помимо графиков, приведенных на рис. 5.1 РД, определяют также по формулам (5.1 - 5.3) для любых значений R_y :

При $0 < \bar{\lambda} \leq 2,5$

$$\varphi = 1 - \left(0,073 - 5,53 \frac{R_y}{E}\right) \cdot \bar{\lambda} \cdot \sqrt{\bar{\lambda}} \quad (5.1)$$

При $2,5 < \bar{\lambda} \leq 4,5$

$$\varphi = 1,47 - 13,0 \cdot \frac{R_y}{E} - \left(0,371 - 27,3 \frac{R_y}{E}\right) \cdot \bar{\lambda} + \left(0,0275 - 5,53 \frac{R_y}{E}\right) \bar{\lambda}^2; \quad (5.2)$$

При $\bar{\lambda} > 4,5$

(5.3)

$$\varphi = \frac{332}{\bar{\lambda}^2(51 - \bar{\lambda})}$$

5.3. Значения коэффициентов приведения длины μ для одиночных сжатых стержней приведены в табл. 5.1.

5.4. Значения гибкости λ , определяемой с учетом влияния концевых закреплений и конфигурации стержня, не должны превосходить приведенных в табл. 5.2.

Таблица 5.1

Коэффициент μ для одиночных стержней


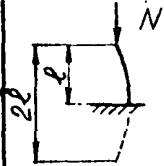
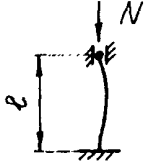
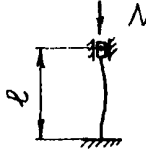
Схема стержня	Условия на концах стержня	μ
	Оба конца шарнирно закреплены, возможность бокового смещения отсутствует.	1,0
	Один конец свободен, другой - заделан.	2,0
	Один конец может смещаться в продольном направлении с возможностью поворота, второй - заделан	0,7
	Один конец заделан, второй без поворота может смещаться в продольном направлении	0,5

Таблица 5.2.

Пределные гибкости стержней

Назначение стержня	Стержень	
	Растянут	Сжат
Пояса ферм и одиночные стержни (подкосы, опорные стойки и т.п.)	150	120
Расчетные элементы решетки	200	150
Нерасчетные поддерживающие элементы	250	200

Примечание: 1. Для элементов *решетки* внешних граней ферм и других, которые могут подвергаться внешним механическим воздействиям при транспортировке и монтаже, величина гибкости должна быть ограничена значением $\lambda = 180$.

2. Для стержней с различными значениями гибкости в вертикальной и горизонтальной плоскостях $|\lambda_x \neq \lambda_y|$ (пределные значения относятся к большей гибкости).

5.5.3 плоских фермах (гранях пространственных ферм) следует учитывать влияние защемлений концов стержней.

Для испытывающих сжатие раскосов и стоек ферм, влияние этих защемлений оценивают введением коэффициента приведения длины $\mu = 0,8$.

У ферм, испытывающих поперечный изгиб, один из поясов растянут, что способствует увеличению эффекта защемления.

Здесь, с использованием данных работы /5/, предлагается определить величину μ в зависимости от геометрических и нагрузочных параметров конструкции.

При этом целесообразно дополнительно учитывать влияние фасонки, расположенных в плоскости фермы /10/.

При оценке устойчивости стержней против выпучивания из плоскости фермы на величину μ влияет крутильная жесткость поясов; для пространственных конструкций следует учитывать также примыкание к поясам поперечных связей /88/ .

6. РАСЧЕТ СЖАТО-ИЗОГНУТЫХ СТЕРЖНЕЙ

6.1. Наиболее общим методом для расчета стержней, нагруженных продольной сжимающей силой и поперечным изгибающим моментом, является метод расчета по деформированному состоянию, изложенный в работах /30, 35, 43, 51, 88 и др./.

Примечание.

В том случае, если прогиб, вызванный действием продольной силы не превышает 10% от начального прогиба, обусловленного действием поперечных нагрузок, расчет по деформированному состоянию не производится.

6.2. Для практического применения могут быть использованы приведенные ниже рекомендации.

При расчетах сжато-изогнутых стержней определяют полный изгибающий момент, действующий в сечении X

$$M_n(x) = M_x + N \cdot f_n \quad (6.1)$$

где

M_x - изгибающие моменты в сечении X от действия поперечной нагрузки или (и) внецентренно приложенной осевой нагрузки N ;

f_n - полный прогиб в сечении X

Должно быть обеспечено условие

$$\sigma = \frac{N}{A} + \frac{M_n(x)}{W} < \sigma_c \cdot R_y \quad (6.2)$$

где

A, W - площадь и момент сопротивления в сечении X (с учетом местных ослаблений).

Для шарнирно-опертых стержней некоторых типов вырезания для изгибающих моментов $M_n(x)$ в зависимости от параметра

$$K = \ell \sqrt{\frac{N}{E \cdot J}} \quad (6.3)$$

даны в табл. 6.1.

Значения изгибающих моментов $M_{e/2}$ в середине пролета стержня ($x = \frac{\ell}{2}$) могут быть также определены:

- для равномерно распределенной нагрузки q :

$$M_{e/2} = q \cdot \ell^2 \cdot n_q$$

- для сосредоточенной нагрузки P , приложенной в середине пролета:

$$M_{e/2} = \frac{P \cdot \ell \cdot n_p}{4}$$

- в случае наличия начального искривления с амплитудным значением f_0 :

$$M_{e/2} = N \cdot f_0 \cdot n_f$$

Значения коэффициентов увеличения изгибающих моментов в функции параметра K , n_q , n_p и n_f принимают по графикам рис. 6.1.

6.2. Для расчетов может быть использована также методика, изложенная в нормах / 65, 66 / .

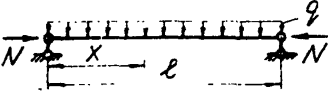
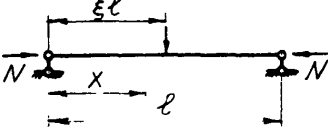
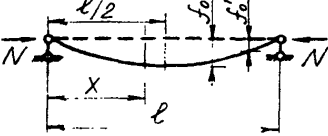
Удовлетворительные практические результаты достигаются при использовании известной двухчленной формулы Ясинского, принятой также в стандарте ФРГ *DIN 1414 / 75 /*. В этой интерпретации и приводятся рекомендации соответствующего раздела СТО.

7. ПРОВЕРКА УСТОЙЧИВОСТИ ПЛАСТИНОК

7.1. В разделе 7 СТО приводятся указания по проверке устойчивости сжатых и сжато-изогнутых пластинок безотносительно к месту их использования (пояса, стенки балок и т.п.).

Таблица 6.1

Значения изгибающих моментов в сжато-изогнутых стержнях

Схема стержня	Изгибающий момент $M(x)$ в сечении X
	$\frac{q l^2}{K^2} \left(\cos \frac{KX}{l} + \frac{1 - \cos K}{\sin K} \cdot \sin \frac{KX}{l} - 1 \right)$
	$P \frac{l}{K} \frac{\sin K(1-\xi)}{\sin K} \cdot \sin \frac{KX}{l} \quad 0 < X \leq \xi l$ $P \frac{l}{K} \frac{\sin K \xi}{\sin K} \cdot \sin K \left(1 - \frac{X}{l} \right) \quad \xi l < X < l$
	$N \cdot f_0 \frac{\pi^2}{\pi^2 - K^2} \cdot \sin \pi \frac{X}{l} \quad f_0' = f_0 \sin \pi \frac{X}{l}$ <p>f_0 - амплитуда начального искривления</p>

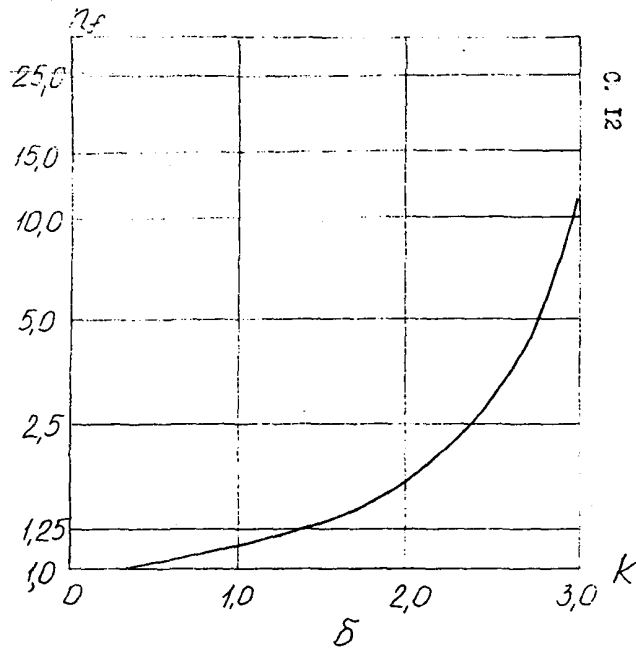
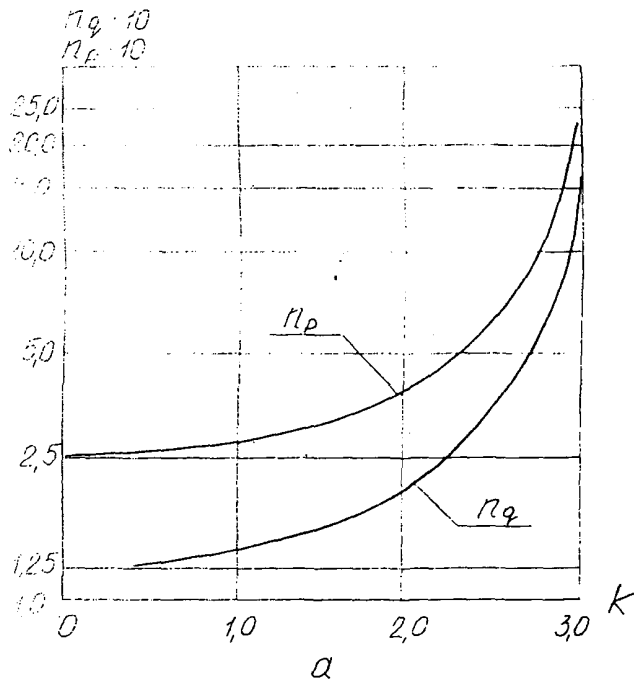


Рис. 6.1 Коэффициенты увеличения изгибающих моментов
 а) при действии поперечных равномерно-распределенной (η_q) и сосредоточенной (η_p) нагрузок;
 б) при наличии начального искривления f_0 .

Специфические вопросы расчета пластинок, входящих в элементы конструкции, будут изложены во втором выпуске СТО. Однако, при отсутствии дополнительных указаний, расчет стенок и поясов балок допускается производить, исходя из условий шарнирного опирания пластинки по ее контуру, что в ряде случаев идет в запас.

7.2. Приведенные расчетные зависимости получены в предположении, что начальные несовершенства пластинки сравнительно невелики (начальная погибь δ_0 не превышает 30% от толщины пластинки t).

При больших значениях погиби пластинки следует рассчитывать методами теории упругости.

Анализ работы пластинок с начальными несовершенствами дан в работе /97/. Для оценки влияния местных вымятин пластинок с относительно небольшой гибкостью ($\frac{h_{ef}}{t} < 60 \dots 80$), могут быть использованы разработанные в институте ВНИИСтройДормаш рекомендации /71/.

Нормированные значения несовершенств см., например, /43, 67, 73/.

При выполнении практических расчетов допускается учитывать влияние погибей на несущую способность пластинок введением предусмотренного в СТО дополнительного корректирующего коэффициента K_{pr} .

7.3. Для определения критических напряжений скатых и скато-изогнутых пластинок с различными условиями опирания по контуру использованы материалы работ /7, 86, 96/.

7.4. В работе /97/ изложены данные расчетов прямоугольных пластинок при разнообразных нагрузочных условиях.

Расчеты базируются на уравнениях Кармана, описывающих деформации и напряженное состояние пластинок с большим прогибом /54/.

Использован метод конечных разностей; принято, что профиль пластинки описывается в обоих направлениях синусоидальными зависимостями:

$$\delta_i = \delta_0 \cdot \sin \frac{\pi \cdot x}{a} \cdot \sin \frac{\pi \cdot x}{b} \quad (7.1)$$

где

δ_0 - начальное отклонение (погибь) в центре пластинки ;
 a, b - размеры пластинки.

При расчетах определялись деформации и напряжения в функции $P/P_{кр}$ для диапазона значений:

$$\frac{\delta_0}{t} = 0 \dots 1,0$$

где

t - толщина пластинки.

При этом

$$\frac{P}{P_{кр}} = \frac{\sigma}{\sigma_{кр}} \quad (7.2)$$

где

σ - наибольшее расчетное напряжение на краю пластинки без учета ее деформации ;

$\sigma_{кр}$ - критическое напряжение по Эйлеру :

$$\sigma_{кр} = K_{\sigma} \cdot \sigma_{кр}^0 \quad (7.3)$$

$$\sigma_{кр}^0 = 1,86 \cdot \left(\frac{t}{b}\right)^2$$

Рассматриваются два предельных состояния, соответствующих :

- наступлению условий, препятствующих дальнейшей нормальной эксплуатации ;
- полному исчерпанию несущей способности пластинки.

Для первого случая имеет место зависимость :

$$\sigma_{es} \leq R_y \cdot \delta_c \quad (7.4)$$

для второго случая

$$\sigma_{em} \leq R_y \cdot \delta_c \quad (7.5)$$

где

σ_{es} - эквивалентное напряжение на поверхности пластинки ;

σ_{em} - эквивалентное мембранное напряжение.

На рис. 7.1 приведена схема деформаций и распределения напряжений для шарнирно опертой по контуру квадратной пластинки, испытывавшей на продольных кромках равномерно распределенные сжимающие напряжения σ_y .

Показаны также характерные точки (1-5), для которых определены деформации и напряжения:

Ниже приведены некоторые результаты расчетов, иллюстрирующие влияние начальных несовершенств на несущую способность пластинок.

На рис. 7.2 - то же, для пластинки испытывавшей на поперечных кромках действие изгибающего момента.

Для сжатой квадратной пластинки значение $K_\sigma = 4,0$, для испытывавшей изгиб квадратной пластинки $K_\sigma = 25,6$; прямоугольной пластинки с отношением сторон $b:a = 1,5$, $K_\sigma = 24,1$.

На рис. 7.3 - 7.4 и рис. 7.5 - 7.6. даны графики полученных расчетами показателей, относящихся к квадратным и прямоугольным пластинкам.

На графиках рис. 7.3, 7.5 и 7.6 в функции отношения действующей нагрузки P к критической нагрузке $P_{кр}$ (или соответственно, $\frac{\sigma}{\sigma_{кр}}$) для различных соотношений $\frac{b_0}{t}$ даны значения относительных прогибов для точки 4 - $\frac{\delta_4}{t}$.

На рис. 7.3 приведены также значения параметра $\lambda_{\sigma_y} = \frac{\sigma_y}{\sigma_{утох}}$ для квадратной пластинки, характеризующего степень увеличения сжимающих напряжений.

На рис. 7.4, 7.5 и 7.6 показаны зависимости для определения возникающих в отдельных точках пластинки безразмерных поверхностных напряжений $\bar{\sigma}_{es} = \frac{\sigma_{es}}{\sigma}$ и мембранных напряжений $\bar{\sigma}_{em} = \frac{\sigma_{em}}{\sigma}$. Эти показатели характеризуют отношение действующих напряжений к номинальным напряжениям на кромках пластинки (σ_y или σ_x).

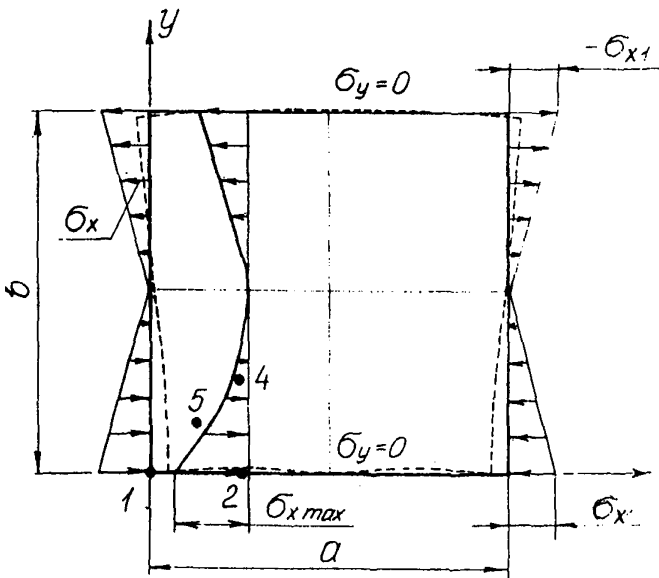


Рис. 7.2 Характер изменения напряженного состояния и деформации , шарнирно опертой пластинки, нагруженной моментом. Пунктирной линией обозначено положение кромок после деформации пластинки

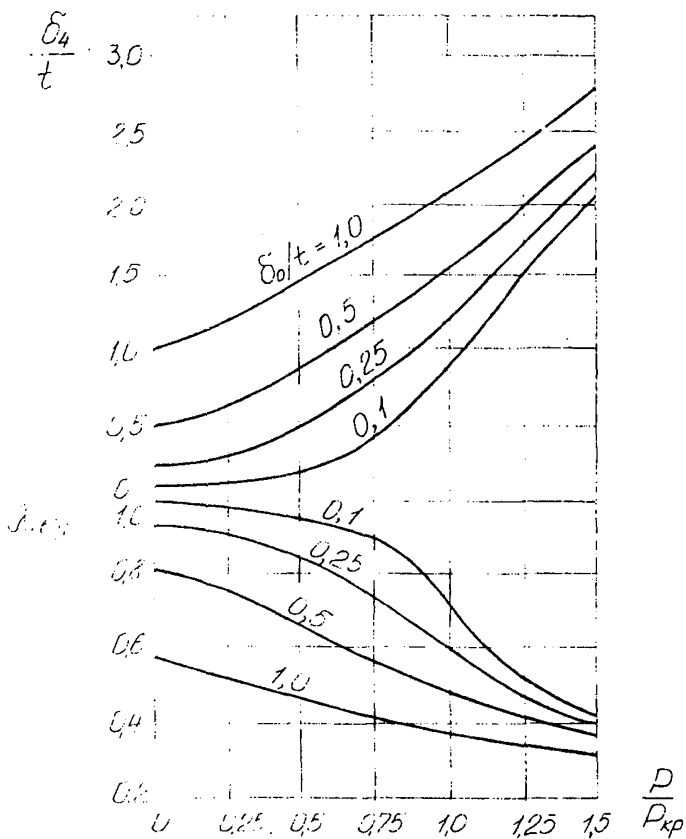


Рис. 7.3 Относительный прогиб δ_4/t и параметр $\lambda_{\sigma_y} = \sigma_y/\sigma_{y_{max}}$ (сжатая квадратная пластинка)

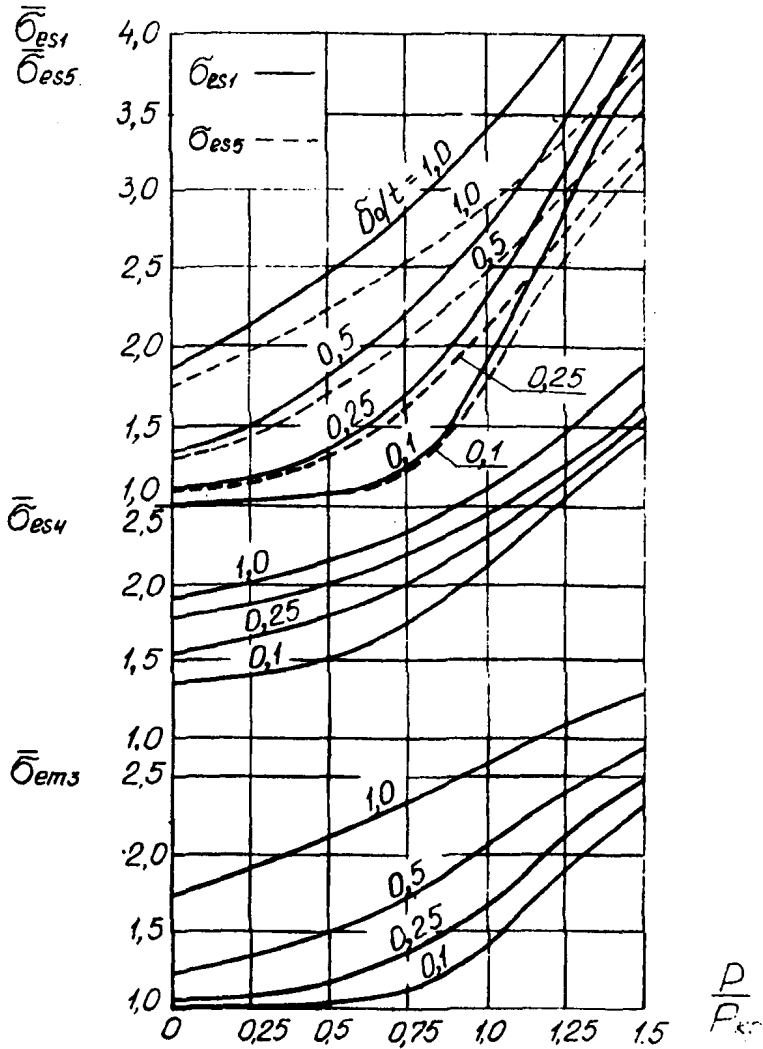


Рис. 7.4. Безразмерные параметры поверхностных напряжений $\bar{\sigma}_{ес}$ для точек 1, 4, 5 и мембранных напряжений $\bar{\sigma}_{ем}$ для точки 3 (сжатая квадратная пластинка)

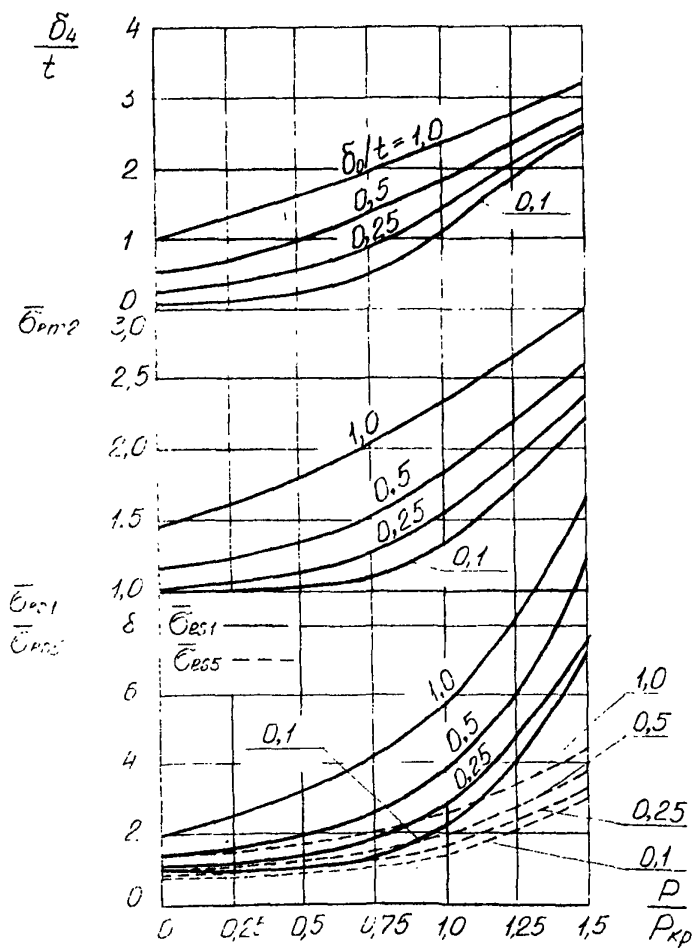


Рис. 7.5 Относительный прогиб δ_4/t , безразмерные параметры поверхностных напряжений $\bar{\sigma}_{0.1}$ для точек I и 5 и мембранных напряжений $\bar{\sigma}_{0.25}$ для точки 2 для квадратной пластинки, испытывающей изгиб

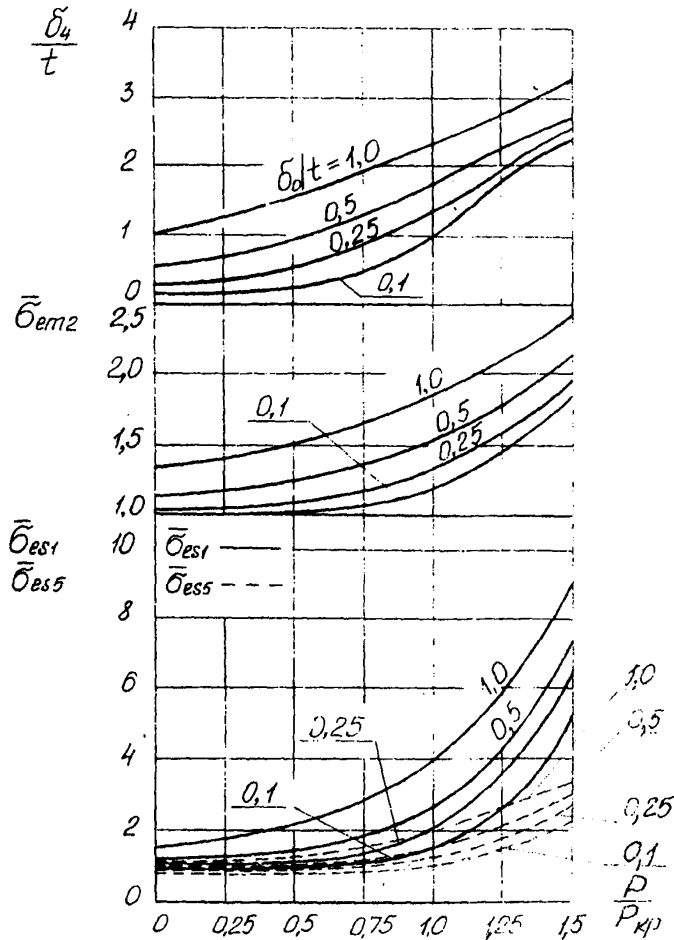


Рис. 7.6 Относительный прогиб δ_4/t , безразмерные параметры поверхностных напряжений $\bar{\sigma}_{es}$ для точек 1 и 5 и мембранных напряжений $\bar{\sigma}_{em}$ для точки 2 для прямоугольной пластинки с соотношением сторон $a:b = 1:1,5$ (изгиб)

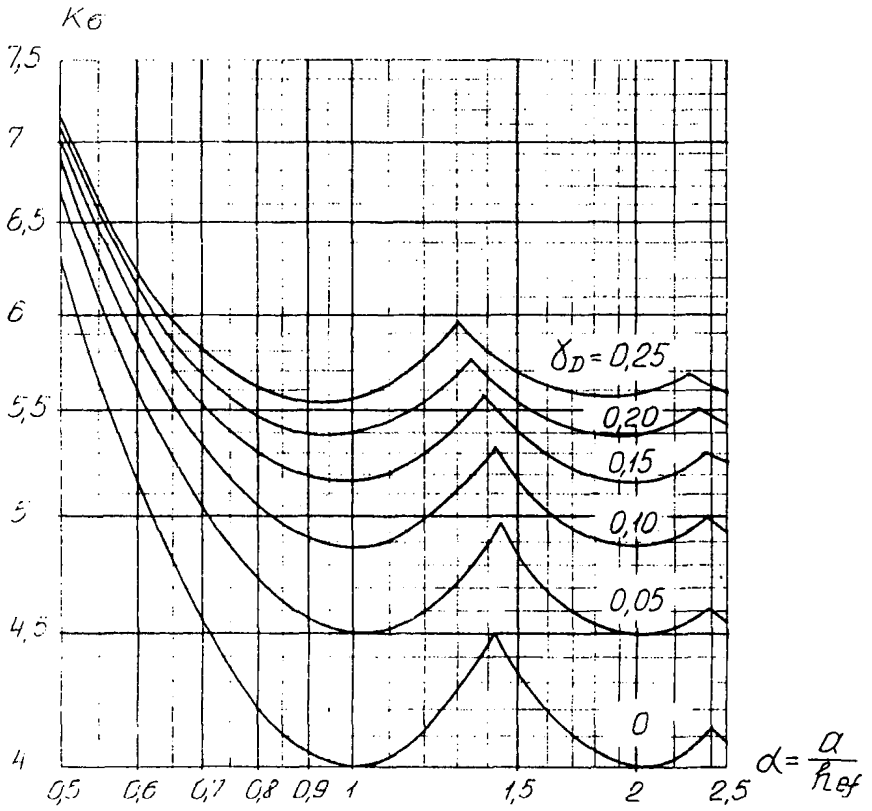


Рис. 7.7 Значения K_6 для сжатой пластинки с упругим заделанием (у.з.) кромок I,2 и шарнирным опиранием (ш) кромок 3,4 при $\alpha = 0,5 \dots 2,5$ для различных значений параметра δ_D

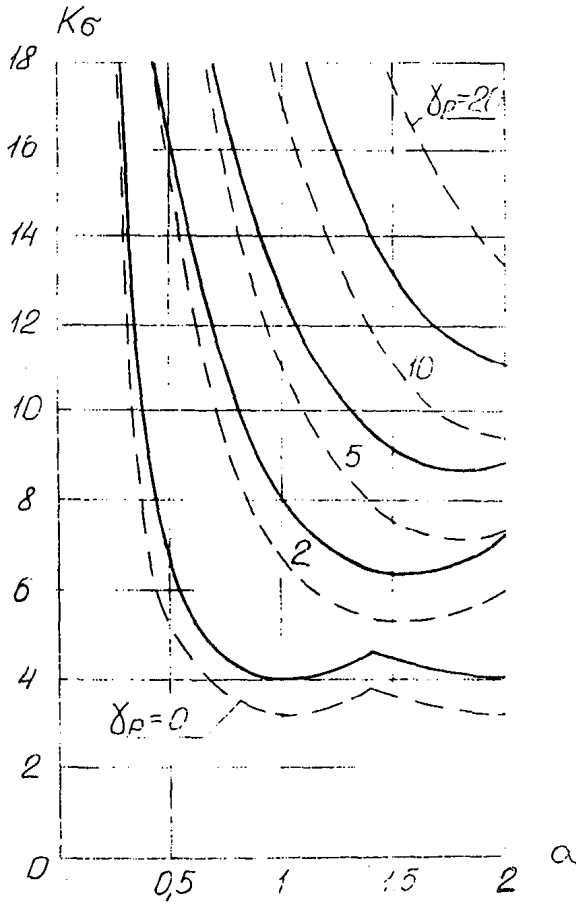


Рис. 7.8 Значения K_b для сжатой шарнирно опертой по контуру пластинки, укрепленной центральными продольными ребрами в зависимости от отношения сторон α для различных значений параметра жесткости ребра δ_r и δ_r

— — — — — $\delta_r = 0,1$
 - - - - - $\delta_r = 0$

7.5. Для сжатых пластинок с упругим защемлением (у.з.) кромок, параллельных направлению действующей нагрузки, значения K_{σ} даны на графике рис. 7.7 в зависимости от показателей $\alpha_D = a/h_{ef}$ и параметра

$$\gamma_D = 4,16 \cdot \frac{J_d}{h_{ef} \cdot t^3} \quad (7.6)$$

где J_d — момент инерции на кручение единицы длины элементов, скрепленных с кромками в $\text{см}^4/\text{см}$.

Пример. Проверка устойчивости пластинки с упругим защемлением продольных кромок.

Размеры пластинки: $a = 200$ см, $h_{ef} = 100$ см,

$t = 0,6$ см; продольные кромки окантованы полосой $h = 3$ см,

$t = 1,0$ см, $J_d \cong 1,0 \text{ см}^4$.

По графику рис. 7.2 ст0 при $\frac{h_{ef}}{t} = 100/0,6 = 1,66$

$\sigma_{кр}^0 = 6,4$ МПа.

По формуле 7.6 $\gamma_D = 4,16 \frac{1,0}{100 \cdot 0,6^3} = 0,19$.

По графику на рис. 7.7 при

$$\alpha = \frac{200}{100} = 2,0 \quad K_{\sigma} = 5,3$$

$$\sigma_{кр} = 5,3 \cdot 6,4 = 33,9 \text{ МПа.}$$

7.6. Для шарнирно-опертых (Ш) и сжатых пластинок с центральным продольным ребром с нулевой жесткостью на кручение ($J_d = 0$) значения K_{σ} приведены на графике рис. 7.8 в зависимости от параметров δ_p и b_p .

$$\delta_p = 10,9 \frac{J_p}{h_{ef} \cdot t^3} \quad (7.7)$$

где J_p — момент сечения инерции ребра; при одностороннем расположении ребра определяется относительно оси, совпадающей с поверхностью пластинки, при двухсторонних ребрах определяют относительно оси, совпадающей с серединой плоскости стенки.

$$\delta_p = 10,9 \frac{A_p}{t \cdot h_{ef}} \quad (7.8)$$

где A_p - площадь поперечного сечения ребра.

7.7. Включенные в состав СТУ (табл. 7.2) зависимости для определения моментов инерции продольных ребер получены в предположении, что пластинки испытывают изгиб $\psi = -1$, и без учета отношения ширины к длине / 65 / .

Для оценки влияния условий, отличающих от указанных, могут быть использованы графики рис. 7.9 - 7.II, относящиеся к пластинкам с $h_1/h_{ef} = 0,20$, шарнирно-опертым по контуру / 88 / .

Значения моментов инерции продольных ребер J_n определяют по формуле:

$$J_n = V \cdot 10,9 \cdot \frac{h_{ef}^3}{t^3} \quad (7.9)$$

где V - коэффициент, определяемый по графикам рис. 7.9 - 7.II, в зависимости от различных значений ψ и δ_p' ;

$$\delta_p' = \frac{A_p}{h_{ef} \cdot t}$$

A_p - площадь поперечного сечения ребра.

7.8. Для элементов конструкций, работающих в условиях группы режима ИК, допускается работа пластинок в закрыточеском состоянии.

Указания по расчету - см. / 8, 19, 56, 65 / .

8. ПРОВЕРКА ОБЩЕЙ УСТОЙЧИВОСТИ БАЛОК

8.1. В разделе 8 СТУ приведены указания по проверке общей устойчивости балок (потеря устойчивости в изгибно-крутильной форме).

При этом учитываются только нагрузки, действующие в плоскости наибольшего момента инерции, а также высота (см. / 2, II, 35 /) точки приложения нагрузки.

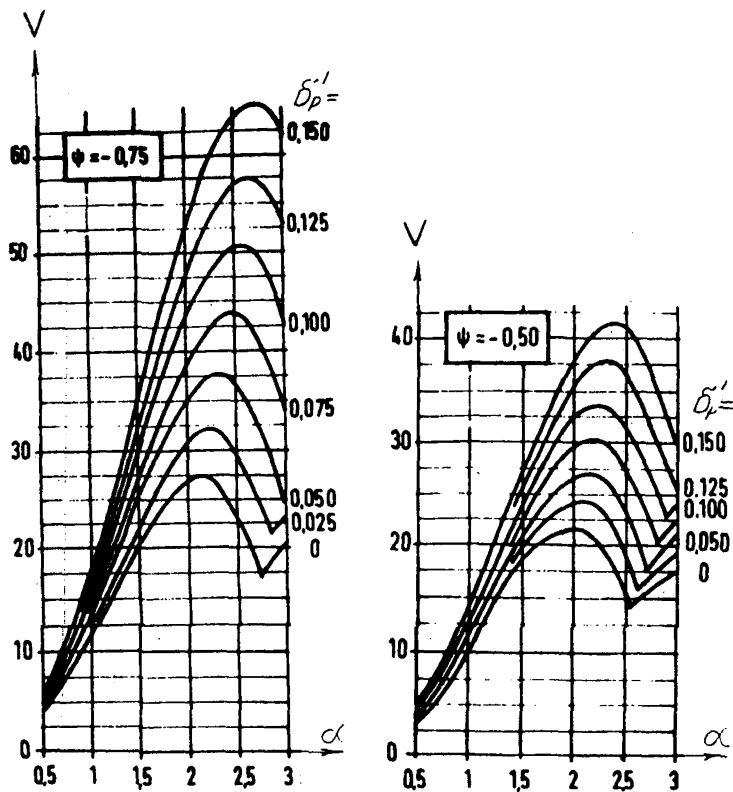


Рис. 7.16 Коэффициент V для определения минимальной жесткости продольных ребер при различных значениях параметров $\alpha = a/k_{ef}$ и $\delta_p' = t_p/k_{ef} \cdot t$, $\psi = -0.50 \dots -0.75$

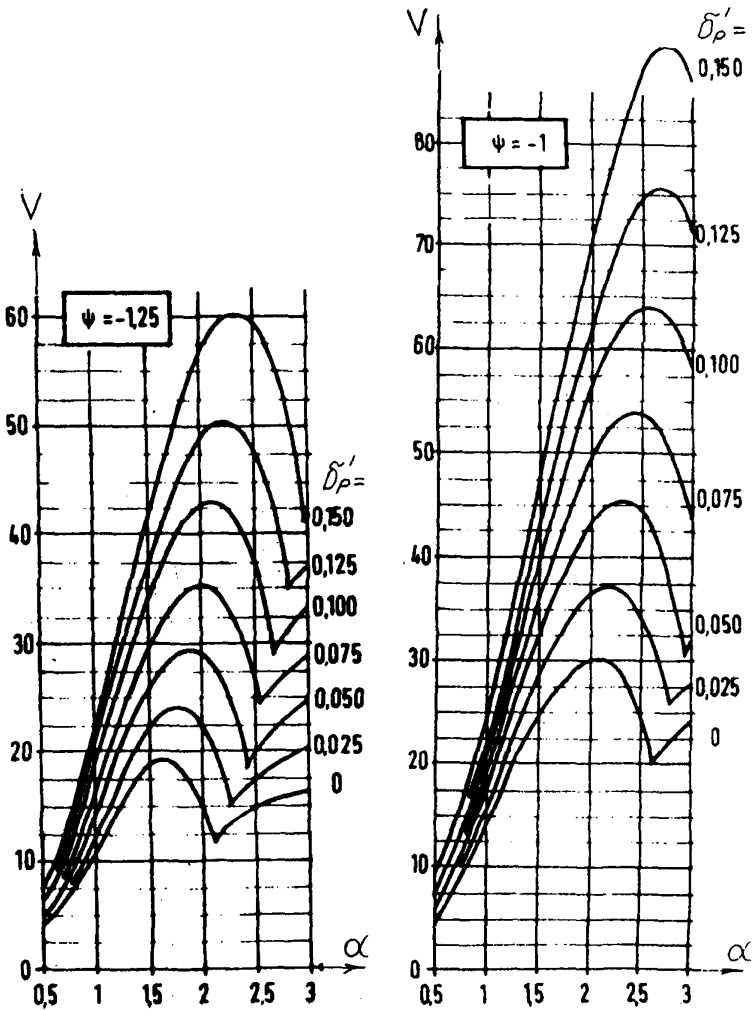


Рис. 7.9 Коэффициент V для определения минимальной жесткости продольных ребер при различных значениях параметров $\alpha = a_j / h_{ef}$ и $\delta_p' = A_p / h_{ef} \cdot t$, $\psi = -1, 0, \dots, -1,25$

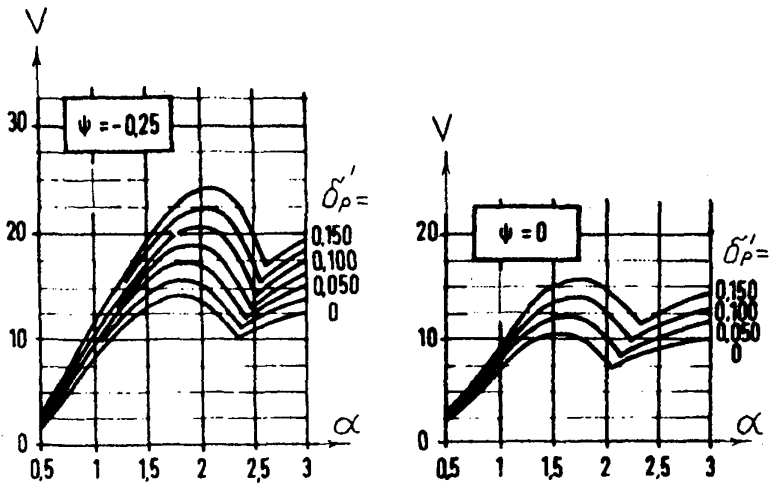


рис. 7.11 Коэффициент V для определения минимальной жесткости продольных ребер при различных значениях параметров $\alpha = a/h_{ef}$ и $\delta_p' = A_p/k_{ef}t$, $\psi = 0 \dots -0,25$

8.2. Для балок при эксцентричном действии вертикальной нагрузки, а также при наличии горизонтальной нагрузки, рекомендуется выполнять расчет по деформированному состоянию в соответствии с рекомендациями, относящимися к действию сосредоточенных одиночной или парных поперечных нагрузок на однопролетную балку пролетом l с шарнирно опертыми и зафиксированными от поворота концевыми сечениями /88/ (рис.8.1).

От поперечных нагрузок, расположенных в центре пролета, возникают изгибающие моменты M_x и M_y . Для схемы рис. 8.1а

$$M_x = \frac{P_y \cdot l}{4} \quad M_y = \frac{P_x \cdot l}{4}$$

для схемы рис. 8.1б

$$M_x = \frac{P_y \cdot (l-a)}{2} \quad M_y = \frac{P_x \cdot (l-a)}{2}$$

Под воздействием крутящих моментов $P_y \cdot e_x$ и $P_x \cdot e_y$ балка деформируется (рис. 8.2б, а).

Угол поворота δ , рад сечения в месте приложения нагрузки находится с учетом поворота балки от действия деформационных приращений составляющих изгибающих моментов ΔM_x и ΔM_y

Для схемы нагружения рис. 8.1а:

$$\Delta M_x = P_y' \cdot \frac{l}{4} = P_x \cdot \delta \cdot \frac{l}{4} = M_y \cdot \delta$$

$$\text{где } P_y' = P_x \cdot \sin \delta \cong P_x \cdot \delta \quad (\text{см. рис. 8.3})$$

Соответственно :

$$\Delta M_y = M_x \cdot \delta$$

$$P_x' = P_y \cdot \sin \delta \cong P_y \cdot \delta$$

С напряжениями от изгибающих моментов, действующих в вертикальной и горизонтальной плоскостях суммируют напряжения стесненного кручения

$$\sigma_\omega = -E \cdot \omega \cdot \delta''$$

где ω - секториальная координата рассматриваемой точки сечения;

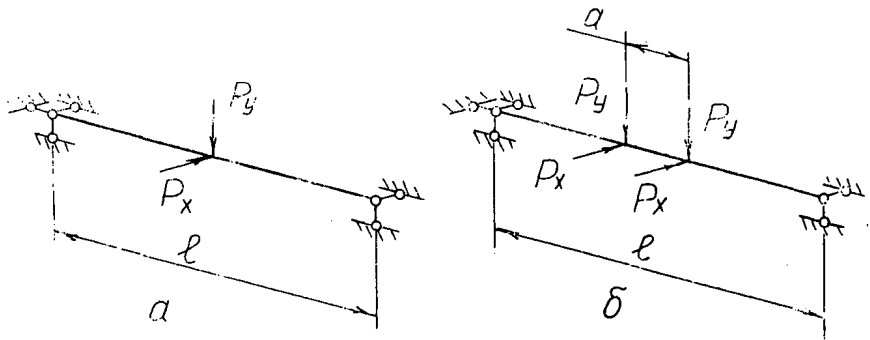


Рис. 8.1 Расчетные схемы приложения нагрузок
 а) нагрузки приложены в одной точке;
 б) нагрузки приложены в двух точках.

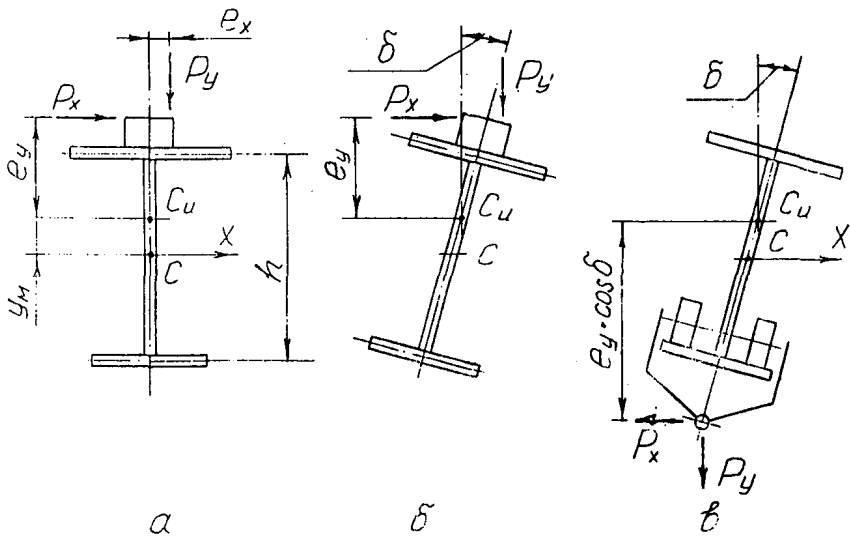


Рис. 8.2 Схема действия крутящих моментов
 а) схема балки до деформации;
 б) схема деформации балки при приложении нагрузки к рельсу;
 в) схема деформации балки при приложении нагрузки к нижнему поясу.

E - модуль упругости;

δ'' - вторая производная угла поворота сечения.

Расчетное значение нормального напряжения

$$\sigma = \frac{M_x + M_y \cdot \delta}{W_x} + \frac{M_y + M_x \cdot \delta}{W_y} - E \cdot \omega \cdot \delta'' \quad (8.1)$$

где

W_x, W_y - моменты сопротивления изгибу;

ω - секториальная координата рассматриваемой точки сечения (рис. 8.4).

Примечание: При определении напряжений знаки отдельных членов, входящих в формулу (8.1), назначают с учетом расположения рассматриваемых точек по сечению балки.

Величину угла поворота сечения δ определяют по формуле (8.2); δ'' - определяют по формуле (8.5).

$$\delta = \frac{m}{A} \quad (8.2)$$

где

$$m = K_1 \cdot \rho^2 \cdot \mu \cdot \frac{M_x^2}{E \cdot J_i} + K_2 \cdot M_x \cdot (e_x + \mu \cdot e_y) \quad (8.3)$$

$$A = \frac{\pi^2}{8} \left(\frac{\pi^2}{\rho^2} \cdot E \cdot J_\omega + G \cdot J_d \right) - K_3 \cdot \rho^2 \cdot M_x \left(\frac{1}{E \cdot J_y} + \frac{\mu^2}{E \cdot J_x} \right) - K_4 \cdot M_x \cdot (e_y - e_x \cdot \mu) - K_5 \cdot M_x \cdot \rho \quad (8.4)$$

Принятые в формулах (8.3) и (8.4) обозначения e_x и e_y см. рис. 8.2, а,

K_1, K_2, \dots, K_5 - коэффициенты, определяемые по табл. 8.1;

$$\mu = \frac{P_x}{P_y} = \frac{M_x}{M_y}$$

J_x, J_y - осевые моменты инерции сечения;

$$J_i = J_y \cdot \frac{J_x}{J_x - J_y}$$

J_ω - секториальный момент инерции;

J_d - момент инерции чистого кручения;

G - модуль сдвига.

$$\rho = r_x - 2y_M$$

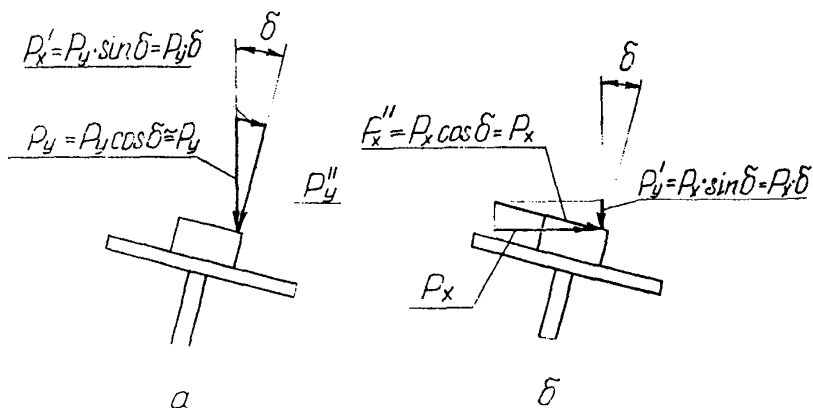


Рис. 8.3 Суммарные усилия
 а) в вертикальной плоскости;
 б) в горизонтальной плоскости.

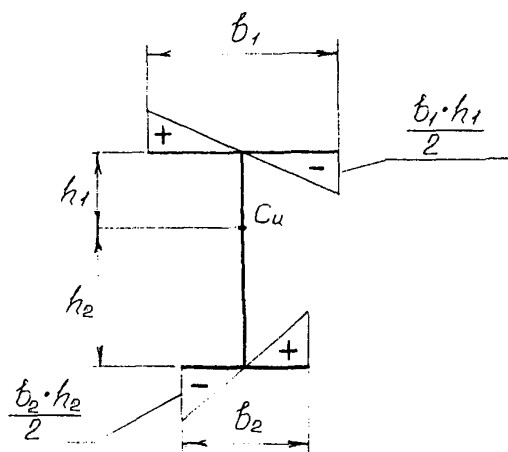


Рис. 8.4 Эпюра секториальных координат ω .

I_x - секториально-линейный статический момент (см. ниже) ;
 y_M - расстояние от центра тяжести сечения до центра изгиба сечения (см. рис. 8.2)

$$\delta'' = -U_m \cdot K^2 \cdot \psi_y \quad (8.5)$$

где

$$K = \sqrt{\frac{G \cdot J_d}{E \cdot J_w}}$$

ψ_y - коэффициент

Для схемы рис. 8.1а

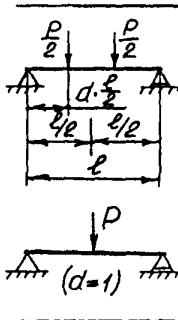
$$\psi_y = \frac{1}{1 + \frac{2}{K^2} \cdot \operatorname{th} \frac{Kl}{2}} \quad (8.6)$$

Для схемы рис. 8.1б (см. также табл. 8.1)

$$\psi_y = \frac{1}{d \cdot \frac{Kl}{2} \cdot \frac{\operatorname{ch} \frac{Kl}{2}}{\operatorname{sh} \frac{Kl}{2}} - 1} \quad (8.7)$$

Таблица 8.1.

Значения коэффициентов деформационного расчета
двухавровых балок

	d	K_1	K_2	K_3	K_4	K_5
	0,5	0,1354	1,4142	0,1155	1	0,6752
	0,6	0,1256	1,3484	0,1093	1,0908	0,5908
	0,7	0,1142	1,2729	0,1012	1,1341	0,5184
	0,8	0,1016	1,1889	0,0914	1,1306	0,4576
	0,9	0,0880	1,0974	0,0798	1,0839	0,4076
	1	0,0736	1	0,067	1	0,3669

Для определения величины секториально-линейного статического момента Z_x могут быть использованы следующие общие формулы

$$Z_x = \frac{1}{J_x} \int_A (x^2 + y^2) \cdot y \cdot dA \quad (8.8)$$

или в другой форме

$$Z_x = \frac{1}{J_x} \int_A \omega \cdot y \cdot dA$$

где A - площадь поперечного сечения элемента;

ω - секториальная координата.

Формула (8.8) представляется в форме

$$Z_x = \frac{1}{J_x} \int_S \omega \cdot t \cdot y \cdot dS \quad (8.9)$$

где t - толщина элемента;

S - контур элемента.

Для вычисления величины интеграла (8.9) целесообразно использовать метод численного интегрирования путем перемножения эшпр / метод Мора-Верещагина /51/ /.

Для двутавровых сечений с одной осью симметрии значения Z_x могут быть определены по формуле:

$$Z_x = \frac{1}{J_x} \left[(k_1 \cdot J_1 - k_2 \cdot J_2) + (k_1^3 \cdot A_1 - k_2^3 \cdot A_2) + 0,25 t_3 (k_1^4 + k_2^4) \right] \quad (8.10)$$

где

$$J_1 = \frac{b_1 \cdot t_1^3}{12}, \quad J_2 = \frac{b_2 \cdot t_2^3}{12}$$

$$A_1 = b_1 \cdot t_1, \quad A_2 = b_2 \cdot t_2$$

Остальные обозначения - см. рис. 8.1 СИО.

Для сечений с двумя осями симметрии $Z_x = 0$.

9. НЕКОТОРЫЕ ОСОБЕННОСТИ ВЫПОЛНЕНИЯ СВАРНЫХ СОЕДИНЕНИЙ И ИХ РАСЧЕТА

9.1. Общие положения.*

9.1.1. В разделе 9 СТО излагаются указания по расчету сварных соединений на действие статических (однократных) нагрузок. Предусматривается, что сварные соединения выполняются в соответствии с требованиями Правил Госгортехнадзора и см. /31, 35, 72 /.

Материал раздела базируется в основном на СНиП /65/, использованы также рекомендации работы /24/, а для расчета швов крепления прокатных угловых профилей и размещения швов подсоединения гнутых профилей - требования стандарта $\Phi P T$ DIN 18 300 ч. I , /73/ .

9.2. Дополнительные указания по выполнению соединений.

9.2.1. При приварке прокатных профилей размещать на галтелях продольные швы не рекомендуется.

9.2.2. На переходных участках радиусом r профилей, полученных холодной гибкой, сварные швы располагать не следует. Тем же расположении их в пределах зон шириной $5t$, примыкающих к этому участку, допустимые значения r/t приведены на графике рис. 9.1.

9.3. Рекомендации по конструированию и расчету сварных трубчатых узлов^{x/}.

9.3.1. Стыковые соединения следует выполнять на подкладных кольцах с последующей проверкой шва физическими методами.

Соединения без подкладного кольца допускаются для элементов, испытывающих только статическую нагрузку; при расчете их вводят коэффициент условий работы $\gamma_c' = 0,75$.

9.3.2. Узловые соединения рекомендуется выполнять с бесконечными улами (с непосредственным примыканием одной трубы к другой), при этом соединения со сплюсненными концами допускаются

Примечание:* см. также /6, 23, 46, 90, 91 / .

3. 38

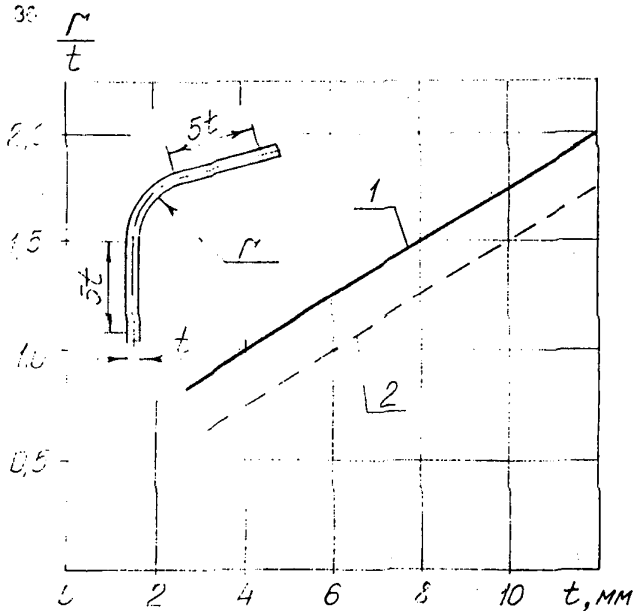


Рис. 9.1 Минимально допускаемые значения
для гнутых профилей из стали
1 - $R_y \geq 240 \text{ МПа}$
2 - $R_y < 240 \text{ МПа}$

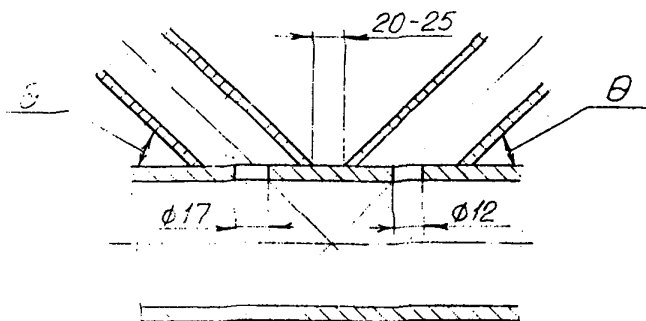


Рис. 9.2 Узел соединения трубчатых элементов

применять лишь для элементов, условия нагружения которых соответствуют группе режима не выше ЭК.

Соединения на врезных фасонках не рекомендуются и допускаются только для элементов, испытывающих статическую нагрузку.

9.3.3. Угол θ примыкания элемента решетки к поясу не должен быть менее 30° (см. рис. 9.2).

Расстояние в свету между сварными швами не должно быть менее 5 мм; рекомендуемое минимальное расстояние – 20 мм. В стенках пояса под элементами решетки рекомендуется предусматривать отверстия для предотвращения увеличения давления воздуха в полости элемента вследствие нагрева его в процессе сварки.

9.3.4. Моменты от эксцентриситета в узле могут не учитываться при расчете, если величина эксцентриситета e (см.рис. 9.3а) находится в границах $-0,55D \leq e \leq +0,25D$, где D – наружный диаметр пояса.

Выполнение узлов с отрицательным и положительным эксцентриситетами показано на рис. 9.3,в . Здесь g – зазор между краями примыкающих элементов,

$$O_v = \left(\frac{g}{b} \right) \cdot 100\% \text{ – относительное перекрытие.}$$

9.3.5. Толщина K_f углового шва (см. рис.9.4) в угловых соединениях должно быть :

$$K_f \geq t_1 \quad \text{при} \quad R_y \leq 280 \text{ МПа;}$$

$$K_f \geq 1,2t_1 \quad \text{при} \quad R_y \leq 280 \text{ МПа;}$$

где t_1 – толщина стенки примыкающего элемента;

R_y – нормативное сопротивление основного материала.

При $t_1 \geq 5$ мм на кромках примыкающего элемента рекомендуется предусматривать фаски, при $t_1 \geq 8$ мм устройство фасок обязательно.

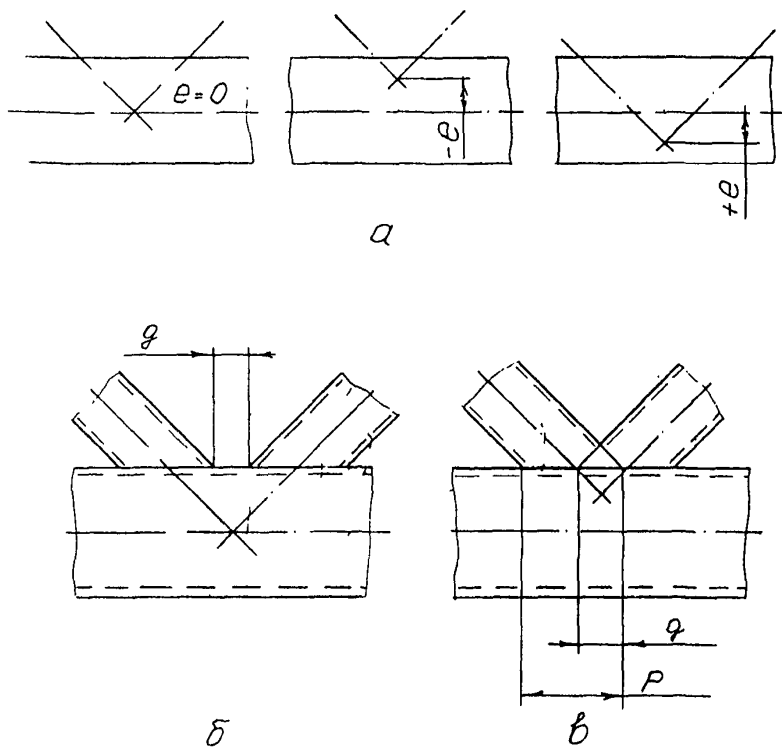


Рис. 9.3 Узлы с эксцентричным подсоединением прилегающих элементов

- а) схемы узлов яранов;
- б) конструктивное выполнение узла с отрицательным перекрытием;
- в) конструктивное выполнение узла с положительным перекрытием.

9.3.6. При статических расчетах значения продольных усилий в элементах, примыкающих к поясной трубе, не должны превышать значений, приведенных в табл. 9.2.

В табл. 9.2 использованы следующие обозначения и зависимости:

D, t_0 - соответственно наружный диаметр и толщина стенки пояса;

d_i, t_i - соответственно наружный диаметр и толщина примыкающего элемента;

$$\beta_i = \frac{d_i}{D}; \quad g' = \frac{g}{t_0}; \quad \gamma = \frac{D}{2t_0}$$

$$n = \frac{\sigma}{R_y}$$

где

σ - напряжение растяжения (+) или сжатия (-) в поясе;

R_y - расчетное сопротивление материала пояса.

Функции $f(n)$:

при $n \geq 0$ $f(n) = 1,0$

при $n < 0$ $f(n) = 1,0 + 0,3n - 0,3n^2$ но не более 1,0.

$$f(\gamma, g') = \gamma^{0,2} \cdot \frac{0,024 \gamma^{1,2}}{e^{(0,5g' - 1,33)\gamma + 1}}$$

Проверку на срез сварных соединений трубчатых элементов, примыкающих к трубчатому поясу производят по предельному допустимому углу в раскосах:

$$N_i = \frac{R_y}{\sqrt{3}} \cdot t_0 \cdot \pi d_i \cdot \frac{1 + \sin \theta_i}{2 \cdot \sin^2 \theta_i} \cdot \gamma_c \quad (9.1)$$

Приведенные в формуле (9.1) и табл. 9.2 зависимости действительны при

$$a) \quad 0,2 \leq \frac{d_i}{D} \leq 1,0 \quad \frac{d_i}{2t_i} < 25$$

Для соединений типа II - дополнительно необходимо выполнение условия : $\gamma \leq 20$;

Допускаемые усилия в трубчатых элементах, примыкающих к трубчатому поясу

Вид соединения	Предельное значение усилия
	$N_i = \frac{R_y \cdot t_0^2}{\sin \theta_1} (2,8 + 14,2 \cdot \beta^2) \cdot \delta^{0,2} \cdot f(n) \cdot \delta_c$
	$N_i = \frac{R_y \cdot t_0^2}{\sin \theta_1} \cdot \frac{5,2}{1 + 0,81\beta} \cdot f(n) \cdot \delta_c$
	$N_i = \frac{R_y \cdot t_0^2}{\sin \theta_1} \left(1,8 + 10,2 \frac{d_1}{D} \right) f(\theta, g) f(n) \cdot \delta_c$

Примечание: при подсоединении к узлу более 2 элементов значение N_i снижают на 15%

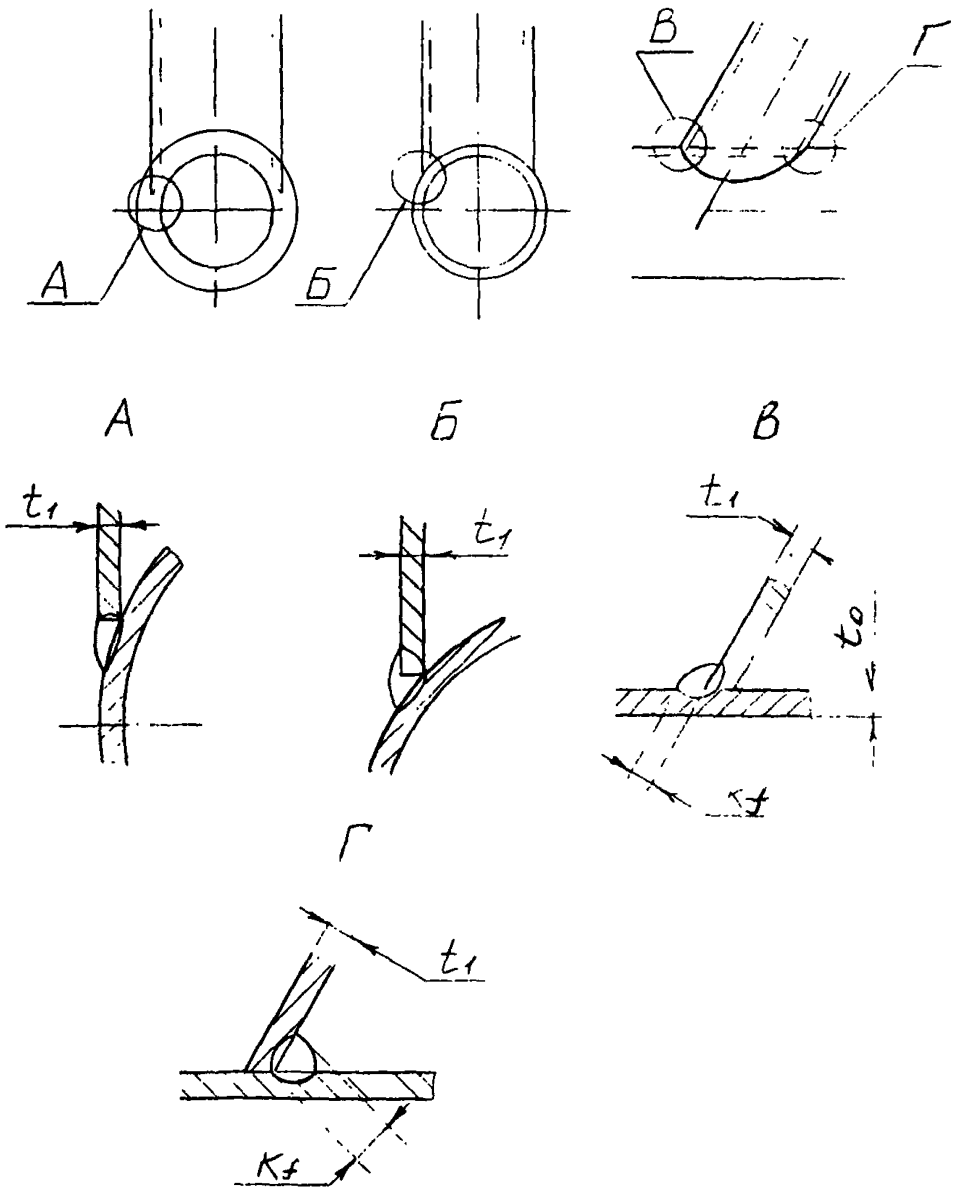


Рис. 9.4 Варианты выполнения сварных швов.

$$б) \text{ при } \begin{cases} \delta \leq 25; & -0,55 \leq \frac{e}{D} \leq +0,25; \\ g \geq 2t_0 & \text{или } O_v \geq 25\%. \end{cases}$$

Расчет соединений из труб квадратного сечения и из элементов двутаврового сечения - см. /93, 94/.

10. ОСОБЕННОСТИ ВЫПОЛНЕНИЯ И РАСЧЕТА БОЛТОВЫХ СОЕДИНЕНИЙ

10.1. Исходные положения.

10.1.1. Вне зависимости от группы режима работы крана и характера действующих на элемент усилий расчетные болтовые соединения грузоподъемных кранов относят к категории соединений, испытывающих динамические нагрузки.

По характеру нагрузки различают соединения:

- вспомогательных элементов, например, перил ограждений;
- расчетные, несущих элементов.

10.1.2. По способу передачи нагрузок различают следующие виды соединений:

- работающие на сдвиг (срез, смятке);
- работающие на нормальные усилия (растяжение);
- работающие как на сдвиг, так и нормальные усилия.

10.2. Типы болтов.

10.2.1. В зависимости от назначения, условий работы и конструктивных особенностей соединения применяют болты грубой, нормальной и повышенной точности по техническим требованиям ГОСТ 1759.1-87, высокопрочные - по ГОСТ 22353-77 и болты по ГОСТ 7817-80 (болты для отверстий из-под развертки).

Рекомендуется применять болты с нормальной шестигранной головкой. Болты с уменьшенной шестигранной головкой допускается применять для срезных соединений; для соединений других типов они могут быть допущены только при условии осуществления затяжки-

вания вращением гайки при фиксированном от поворота болте.

Применение болтов с потайной головкой - см. / 73 /

Ю.2.2. Болты по техническим требованиям ГОСТ 1759.1-87 применяют грубой, нормальной и повышенной точности (см. табл. Ю.1).

Таблица Ю.1

Болты по ГОСТ 1759.1-87

Тип болта	Государственный стандарт	Обозначение степени точности болтов
Грубой точности	15589-90	С
Нормальной точности	7793-70	В
Повышенной точности	7805-70	А

Классы прочности болтов по ГОСТ 1759.4-87 - 4.6, 6.6; 5.6; 4.8; 5.8; 8.8 и Ю.9.

Примечания:

1) Первая цифра в обозначении класса прочности - временное сопротивление материала болта в 100 МПа, произведение первого числа на второе - предел текучести в 10 МПа.

Пример: Обозначение класса прочности - 5.8.

Временное сопротивление

$$\sigma_b = 5 \cdot 100 = 500 \text{ МПа,}$$

предел текучести

$$\sigma_T = 5 \cdot 8 \cdot 10 = 400 \text{ МПа.}$$

2) Рекомендуется применять болты классов 5.8, 8.8 и Ю.9.

3) Выбор болтов с учетом особенностей их работы и температурного режима - см. СНиП П-23.81^х) / 65/.

Высокопрочные болты по ГОСТ 22353-77 в фрикционных соединениях допускается заменять болтами по ТУ.14-4-1345-85,

Ю.3. Соединения, работающие на сдвиг.

Ю.3.1. По способам передачи усилий различают следующие виды соединений:

- Ср** - срезные, путем непосредственного контакта боковых поверхностей болта с соединяемыми элементами (болт испытывает деформации среза и смятия);
- Ф** - фрикционные, за счет сил трения между поверхностями соединяемых элементов (болт испытывает деформации растяжения) ;
- ФС** - фрикционно-срезные, комбинированный способ, за счет сил трения и путем непосредственного контакта болта.

Соединения видов **С** и **ФС** реализуют с контролем затяжки болта.

Ю.3.2. Применительно к соединениям, работающим на сдвиг, различают следующие виды нагрузок:

а) одного знака (например, стики поясов и раскосов консолей пролетных балок козловых кранов, поясов пролетных балок мостовых кранов) - I ;

б) различных знаков, причем усилия одного знака существенно превышают усилия другого знака (например, стики поясов средней части мостов козловых кранов) - II ;

в) различных знаков и одного порядка по величине (например, стоек опор козловых кранов, раскосов средней части мостов козловых кранов) - III.

Ю.3.3. Соединения С и ФС допускаются в тех случаях, когда относительное смещение элементов конструкции, вызванное выборкой зазора между болтами и отверстиями, не может оказать неблагоприятное влияние на работу конструкции.

Соединения ФС рекомендуется применять в случаях, когда меньшее по величине усилие может быть передано за счет сил трения; при расчете соединений, как фрикционного, начальное затяжение болтов, уменьшают на 15%.

Болты для отверстий из-под развертки применяют в случае необходимости точной фиксации взаимного положения соединяемых элементов. Эти болты могут рассчитываться, как работающие на срез - смятие, так и как применяемые в комбинированных фрикционно-срезных соединениях, на растяжение и срез-смятие.

В обоснованных случаях применяют соединения, образованные сочетанием болтов для отверстий из-под развертки и болтов, установленных с зазорами.

Ю.3.4. Для расчетных соединений, испытывающих нагрузки одного знака (I), в соединениях без контролируемой затяжки (Ср) рекомендуется применять болты типов В и А соответственно для кранов групп режима 1К-5К и 6К-8К. В фрикционно-срезных (ФС) соединениях - типа В и высокопрочные ВП. Аналогичные требования - к соединениям со знакопеременной нагрузкой (II) за исключением кранов группы режима 8К, где следует применять болты типа А или ВП с требованиями по прочности для болтов типа А. В соединениях С, работающих в условиях нагрузки III для групп режима 1К-2К допускается применять болты типа С и ВП, групп 3К-8К - В и ВП.

Для нагрузки вида II соединения Ср не применяют, вида III - соответственно соединения Ср и ФС (за исключением соединений Ср, выполненных с применением болтов по ГОСТ 7817-80).

Основные положения расчета болтовых соединений - см./ 4,24, 33,49,80/. Расчет соединений отдельных видов - /40,41,58,91/, технология выполнения соединений - / 39,40,44,68 / .

10.3.5. При назначении диаметров болтов учитывают толщины соединяемых элементов (см.рис.10.1).

При различных толщинах этих элементов, диаметр болта определяют исходя из большей толщины /80/.

Таблица 10.1

Расстояния при размещении болтов

Особенности размещения болтов	Величина расстояния
Расстояние между центрами болтов в любом направлении для всех видов соединений:	$2,5 d_0$
минимальное	
максимальное в крайних рядах при отсутствии окаймляющих уголков при растяжении и сжатии	$8 d_0$ или $12 t$
максимальное в средних рядах, а также в крайних рядах при наличии окаймляющих уголков :	
при растяжении	$16 d_0$ или $24 t$
при сжатии	$12 d_0$ или $18 t$
<u>Срезные и фрикционно-срезные соединения</u>	
Расстояние от центра болта до края элемента:	
минимальное вдоль усилия	$1,5 d_0$
то же, поперек усилия при $1,5 d_0 \leq a \leq 2,0 d_0$ и $2 d_0 \leq b \leq 2,5 d_0$	
при обрезных кромках	$1,5 d_0$
при прокатных кромках	$1,2 d_0$
то же, поперек усилия при $a > 2,0 d_0$ и $b > 2,5 d_0$	
при обрезных кромках	$1,8 d_0$
при прокатных кромках	$1,5 d_0$
максимальное для всех случаев	$4 d_0$

Продолжение таблицы Ю.1

Особенности размещения болтов	Величина расстояния
Фрикционные соединения	
Расстояние от центра болта до края элемента:	
минимальное при любой кромке и любом направлении	$1,3 d_0$
максимальное	$4 d_0$

Примечание к табл. Ю.1.

В соединяемых элементах из стали с R_{yn} свыше 380 МПа минимальное расстояние между центрами болтов следует принимать равным $3 d_0$, а минимальное расстояние от центра болта до края элемента вдоль усилия — $2,5 d_0$

Обозначения, принятые в табл. Ю.1.

d_0 — диаметр отверстия для болта;

t — толщина наиболее тонкого элемента;

a — расстояние вдоль усилия от края элемента до центра ближайшего отверстия;

b — то же между центрами отверстий.

При размещении болтов в шахматном порядке расстояние между их центрами вдоль направления действия усилия следует принимать не менее $C + 1,5 d_0$, где C — расстояние между рядами поперек усилия; d_0 — диаметр отверстия для болта. При таком размещении площадь сечения элемента определяют с учетом ослабления его отверстиями, расположенными только в одном сечении поперек усилия (не по "зигзагу").

10.4. Фланцевые соединения

Толщину фланца t_f рекомендуется принимать

$$t_f \geq (1,0 \dots 1,1) d$$

где d - диаметр болта.

В конструкциях групп режима 1К-5К допускается непосредственная приварка несущих элементов к фланцам угловыми швами; при усилении фланцев ребрами их толщина не должна быть более, чем 1,2 толщины элементов основного металла конструкции, а длина должна быть не менее 150...200 мм.

Для конструкций групп режима 6К-7К применять ребра не рекомендуется; здесь между фланцем и основным металлом следует предусматривать переходные элементы; рекомендуемые соотношения элементов соединительного фланца - см. рис. 10.2.

Взаимодействующие между собой поверхности фланцев должны быть механически обработаны.

Для элементов конструкций групп режима 1К-2К и для относительно слабо нагруженных соединений групп 3К-5К допускается применять фланцы без механической обработки. При этом наибольший зазор между фланцами не должен превышать 2,5% от диаметра болта.

10.5. Пример расчета болтового соединения.

Расчитывается болтовое соединение поясов моста козлового крана.

Группа режима работы - 3К.

Расчетные усилия - при расположении груза в пролете - 620 кН, на консоли - 150 кН.

Пояса выполнены из уголков I25xI25xI0, материал - сталь.

с $R_{un} = 470$ МПа.

Коэффициент условий работы $\gamma_c = 1,0$.

Допускается ограниченное смещение соединяемых элементов под нагрузкой 620 кН, нагрузки противоположного направления (150 кН) должна восприниматься силами трения.

Накладки - двухсторонние.

Диаметр болтов по графику рис. 10.1 при $t = 10$ мм, $d_0 = 20$ мм.

Принимаем, что материал болтов соответствует классу прочности болтов 5.6 - $R_{bs} = 190$ МПа, $R_{bh} = 210$ МПа (см. табл. 10.2 СТО).

Используется фрикционно-срезное соединение.

Один болт воспринимает усилия на срез - см. формулу (10.3) СТО:

$$N_{bs} = R_{bs} \cdot \sigma_{bs} \cdot A \cdot K$$

$$\sigma_{bs} = 0,9 \text{ (см. табл. 10.6 РД)}.$$

Предварительно определяется необходимая площадь среза

$$n \cdot A \cdot K = \frac{620000}{19000 \cdot 0,9} = 36,3 \text{ см}^2$$

где

n - число болтов в соединении.

Площадь сечения болта - см. табл. 10.4 СТО - $A = 3,14 \text{ см}^2$,

число срезов $K = 2$.

Необходимое количество болтов в соединении:

$$n = \frac{36,3}{3,14 \cdot 2} = 5,78$$

Принимаем $n = 6,0$.

В соединении имеется две поверхности трения.

Контроль затяжки болтов - по моменту закручивания.

Поверхности трения специальной обработке не подвергаются.

По табл. 10.5 СТО коэффициент трения $\mu = 0,25$; $\sigma_h = 1,70$.

Коэффициент условий работы $\sigma_b = 0,9$. Расчетное усилие, воспринимаемое каждой поверхностью трения, формула (10.1) СТО:

$$Q_{ht} = z \cdot R_{bh} \cdot \sigma_b \cdot A_{bh} \cdot \frac{\mu}{\sigma_h}$$

$$Q_{H1} = 2 \cdot 21000 \cdot 0,9 \cdot 2,45 \cdot 0,25/1,70 = 13620 \text{ Н} = 13,6 \text{ кН}$$

При 6 болтах общее расчетное усилие соединения :

$$F = 6 \cdot 13,6 = 81,6 \text{ кН},$$

что меньше действующего минимального усилия (150 кН).

Изменяем класс прочности болтов на 8.8.

Тогда: $R_{Bh} = 400 \text{ МПа}$; $R_{Bs} = 320 \text{ МПа}$, табл. 10.2 РД.

$$Q_{H1} = 2 \cdot 40000 \cdot 0,9 \cdot 2,45 \cdot 0,25/1,70 = 28000 \text{ Н} = 28 \text{ кН}.$$

$$F = 6 \cdot 28 = 156 \text{ кН} > 150 \text{ кН}.$$

Проверка по максимальному усилию 620 кН.

Расчетное усилие, которое может быть воспринято одним болтом на срез :

$$N_{Bs} = R_{Bs} \cdot \sigma_{Br} \cdot A \cdot K$$

$$N_{Bs} = 32000 \cdot 0,9 \cdot 3,14 \cdot 2 = 180000 \text{ Н} = 180 \text{ кН}.$$

На смятие:

$$N_{Bp} = R_{Bp} \cdot \sigma_{B1} \cdot \sigma_{B2} \cdot \sigma(t) \cdot d$$

По табл. 10.3 СТО :

$$R_{Bp} = 0,94 \cdot R_{un} = 0,94 \cdot 800 = 752 \text{ МПа} ;$$

$$\sigma_{B1} = 0,9 ; \sigma_{B2} = 1,25 ; \sigma(t) = t \cdot 1,25 = 1,25 \text{ см} ; d = 2,0 \text{ см}.$$

$$N_{Bp} = 75200 \cdot 0,9 \cdot 1,25 \cdot 1,25 \cdot 2 = 211500 \text{ Н} \approx 211 \text{ кН} > N_{Bs}$$

Коэффициент уменьшения предварительного натяжения болта
(табл. 10.8 СТО) :

$$K_u = 0,826 ; Q_{H1} = 28 \text{ кН}.$$

Полное усилие, передаваемое одним болтом на срез с учетом трения.

$$N_{Bh} = N_{Bp} + Q_{H1} \cdot K_u = 180 + 28 \cdot 0,826 = 201 \text{ кН}$$

При 6 болтах

$F = 6 \cdot 201 = 1206 \text{ кН}$, что больше предельной действующей нагрузки (620 кН).

II. РАСЧЕТ ЭЛЕМЕНТОВ СТАЛЬНЫХ КОНСТРУКЦИЙ НА СОПРОТИВЛЕНИЕ УСТАЛОСТИ

II.1. Исходные положения.

II.1.1. В состав СТО включены указания по расчету элементов конструкций на сопротивление усталости в многоцикловой области; при числе циклов изменения напряжений более $6,3 \cdot 10^4$.

II.1.2. При составлении СТО были рассмотрены различные методики, используемые в настоящее время в краностроении, в том числе и принятые в международных и национальных нормативах. Среди этих материалов следует выделить разработанный совместно с Ленинградским политехническим институтом и ВНИИТМАШ руководящий материал /39/, при использовании которого можно наиболее полно учесть специфические особенности крановых конструкций. Однако расчеты по этой методике, также как и с использованием ряда других /28, 50, 70, 74/ весьма трудоемки.

Так как в большинстве практически встречающихся случаев точность определения спектра действующих нагрузок относительно невелика, представляется возможным использование более простых методов расчета.

В состав СТО включена с некоторыми коррективами методика расчета, использованная в ранее действовавшем стандарте /2/ и апробированная в расчетах ряда крановых конструкций. Эта методика базируется на расчетах, регламентированных СНиП /65/. Учтены также положения международных норм ФЕМ /77, 78/.

При определении класса нагружения элемента Q в СТО предлагается принимать показатель m кривой усталости в соответствии с характерной для данного элемента группой концентрации напряжений.

Однако, для упрощенных, предварительных, расчетов можно принимать группу режима элемента непосредственно по классификационной группе режима работы крана.

В соответствии с ГОСТ 25546-82 /60/ коэффициент нагружения рассчитывается по $m = 3$. Это для ряда элементов с ограниченной концентрацией ($m = 4...6$) идет в запас.

Учет характерной для кранов нестационарности нагрузочного процесса осуществляется введением коэффициентов режима работы α_b . Значения последних подобраны с учетом данных, содержащихся в более детальных методиках.

Очевидно, что при необходимости выполнения расчетов повышенной точности, например, при расследовании аварий, не констатируется возможность и целесообразность применения этих методик.

II.2. Группа элементов по степени концентрации напряжений.

II.2.1. В состав раздела II СТО включены таблицы, позволяющие классифицировать различные конструктивные элементы по степени концентрации напряжений. Здесь использованы данные как СНиП /65/, так и другие источники, например, /12, 37, 57, 78, 86, 87/.

II.2.2. В некоторых случаях возникает необходимость в проверке сопротивления усталости трубчатых элементов.

Такие расчеты проводятся по общей методике, изложенной в СТО.

Специфика трубчатых конструкций отражена в приведенных ниже рекомендациях, составленных с использованием материалов /86, 87/

Группа концентрации напряжений устанавливается с учетом данных табл. II.1 в зависимости от параметра

$$\alpha_m = K_K \cdot \frac{a}{D} \cdot t_0 \quad (II.1)$$

где

K_K - конструктивный коэффициент, см. табл. II.2;

a - диаметр прымающего элемента;

D - диаметр пояса ;

t_0 - толщина стенки пояса, мм.

Таблица II.1.

Группа концентрации напряжений соединений трубчатых элементов (основной металл)

α_m	Пояс	Прилегающий элемент
2,8	5	7
2,4	6	7
2,0	7	7
1,6	7	8
1,2	7	не рекомендуется

Примечание: при $\alpha_m < 1,2$ соединение не следует использовать в конструкциях, испытывающих переменные нагрузки.

II.3. Расчеты на сопротивление усталости в малоцикловой области.

Проверка в малоцикловой области (число циклов менее $6,3 \cdot 10^4$) производится с учетом рекомендаций /33, 36, 47/.

Проверку производят по формуле:

$$\sigma_{\max} \leq \alpha_y \cdot R_v \cdot \gamma_v \cdot \gamma_c \cdot \left(\frac{C_B}{C} \right)^{m_M} \quad (II.2)$$

где

α_y - корректирующий коэффициент; для элементов 1-2 групп концентрации: $\alpha_y = 1,73$, групп 3-8 - $\alpha_y = 2,18$;

γ_v - определяется по формулам табл. II.3 СТО;

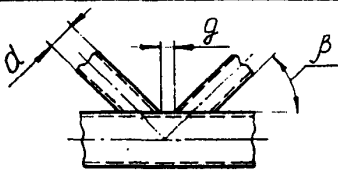

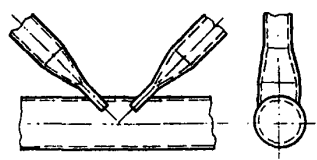
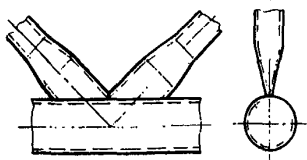
R_v - по нижней строке табл. II.2 СТО;

$C_B = 5 \cdot 10^5$ - базовое число циклов нагружения при расчете на малоцикловую усталость;

C - число циклов нагружения проверяемого элемента;

m_M - параметр, характеризующий угол наклона кривой малоцикловой усталости;

Таблица II.2
Значения конструктивного коэффициента

Эскиз	$K_{к, мм^{-1}}$		Примечание
	$30^{\circ} < \beta < 55^{\circ}$	$\beta > 55^{\circ}$	
 <p>The diagram shows a V-groove weld joint. The angle of the groove is labeled β. The thickness of the base metal is labeled d. The distance between the two weld toes is labeled g.</p>	<p>1,0 0,9</p>	<p>0,8 0,7</p>	<p>$g < d$ $g \geq d$</p>
 <p>The diagram shows a V-groove weld joint with a different groove angle compared to the first row.</p>	<p>1,1</p>	<p>0,9</p>	
 <p>The diagram shows a V-groove weld joint with a different groove angle. To the right, there is a cross-sectional view of the weld joint, showing a rounded, bulbous shape.</p>	<p>0,6</p>	<p>0,5</p>	
 <p>The diagram shows a V-groove weld joint with a different groove angle. To the right, there is a cross-sectional view of the weld joint, showing a more elongated, bulbous shape.</p>	<p>0,4</p>	<p>0,3</p>	

$m_N = m_0 A_y$ - значения m_0 и A_y - см. соответственно табл. II.3 и II.4.

Таблица II.3.

Значения параметра m_0

Нормативное временное сопро- тивление стали МПа	До 390	Свыше 390 до 450	Свыше 450 до 490	Свыше 490 до 540
Параметр.	0,16	0,18	0,20	0,22

Таблица II.4

Коэффициент A_y

Группа соединений элементов по табл. II.4; II.5 СТО	I	2	3	4-5	6-8
Коэффициент A_y	1,0	0,90	0,85	0,75	0,65

Расчеты по формуле II.2 производят для случая постоянной по величине циклической нагрузки ($K_p = 1,0$).

При различных сочетаниях условий, определяющих нагруженность элемента (уровень напряжений, показатель асимметрии цикла нагружения, число циклов изменения нагрузки) для оценки ресурса элемента может быть использовано выражение:

$$\frac{C_1}{C_{1n}} + \frac{C_2}{C_{2n}} + \frac{C_3}{C_{3n}} + \dots + \frac{C_i}{C_{in}} \leq 1,0 \quad (\text{II.3})$$

где

$C_1, C_2, C_3 \dots C_i$ - число циклов нагружений, соответствующее 1, 2, 3... i сочетаниям;

$C_{1n}, C_{2n}, C_{3n}, \dots, C_{in}$ – предельное число циклов, соответствующее исчерпанию несущей способности элемента при работе его только в условиях, соответствующих I, 2, 3... i сочетаниям условий (включая и условия многоциклового усталости).

Значение произведения $\alpha_y \cdot R_y \cdot \gamma_y \cdot \gamma_c \cdot \left(\frac{C_5}{C}\right)^{m_m}$ не должно превышать R_u / γ_m

Формула (II.3) используется также в случаях одновременного учета явлений много- и малоциклового усталости.

II.4. Пример расчета усталостной прочности пролетной балки мостового крана в многоциклового области.

II.4.1. Проверяется балка мостового крана грузоподъемностью 20 т, пролетом 25,5 м. Масса грузовой тележки – 6 т, масса каждой пролетной балки – 6 т, материал – сталь 09Г2С.

Схема крана и поперечного сечения балки показаны на рис. II.1.

За срок службы кран перемещает в основном грузы в 3; 10 к 20 т; общее число циклов работы – I. 10^6 . Спектральное распределение нагрузок иллюстрируется графиком рис. II.2.

В ходе каждого цикла работы грузовая тележка перемещается от края до центра пролета.

II.4.2. Значение коэффициента нагружения по ГОСТ 25546-82

$$K_p = \frac{20^3}{20} \cdot \frac{0,08 \cdot 10^6}{I \cdot 10^6} + \frac{10^3}{20} \cdot \frac{0,12 \cdot 10^6}{I \cdot 10^6} \cdot \frac{6^3}{20} \cdot \frac{0,8 \cdot 10^6}{I \cdot 10^6}$$

= 0,1166.

Сочетание $K_p = 0,1166$ и $C_T = I \cdot 10^6$ соответствует группе режима 5К.

II.4.3. Динамика учитывается введенным коэффициентом I.I, относимого к весу груза.

Моменты сопротивления для точек I и 2 равны соответственно $\omega_{1x} = 9630 \text{ см}^3$; $\omega_{2x} = 9790 \text{ см}^3$.

3.58

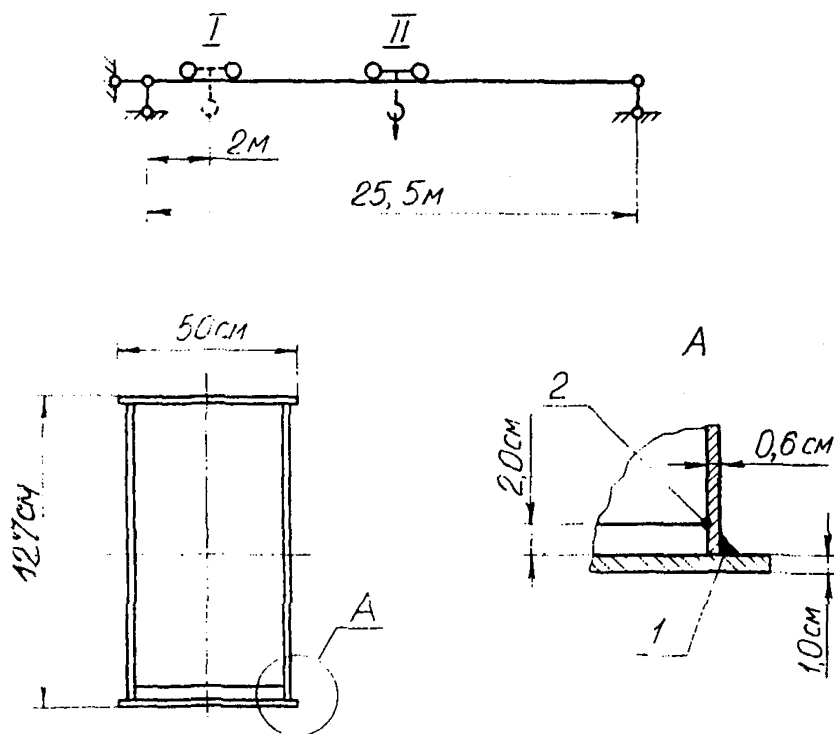


Рис. 11.1 Схема к расчету мостового крана

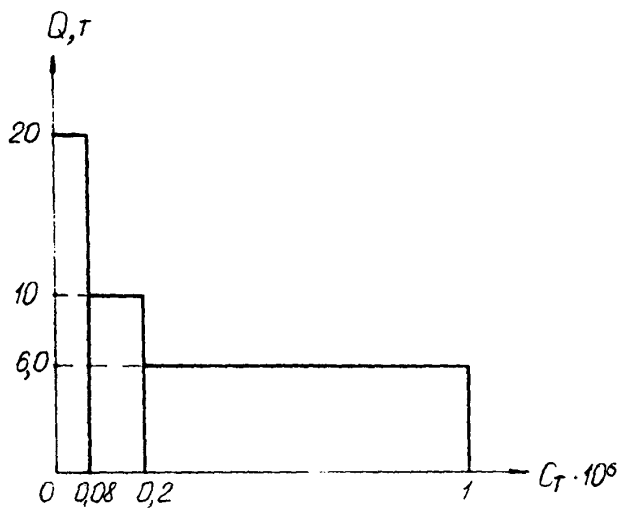


Рис. 11.2 Спектр распределения нагрузок за срок службы крана

Значения нормальных напряжений в точках I и 2 среднего сечения моста от подвижной нагрузки приведены в табл. II.5.

Таблица II.5.

Напряжения в среднем сечении моста, МПа

Точка	Тележка у края пролета (I)	Тележка в центре пролета с грузом (II)		
		6 т	10 т	20 т
I	5,7	40,8	55,2	90,8
2	5,6	40,1	54,2	89,3

Напряжения от собственного веса пролетной балки в точках I и 2 равны соответственно 16,5 и 16,2 МПа.

Постоянная составляющая напряжений в данном случае равна минимальному напряжению и суммируется из напряжений от веса балки и тележки в крайнем положении и составляет для среднего сечения:

$$\sigma_{1min} = \sigma_{1n} = 16,5 + 5,7 = 22,2 \text{ МПа};$$

$$\sigma_{2min} = \sigma_{2n} = 16,2 + 5,6 = 21,8 \text{ МПа}.$$

Максимальное напряжение:

$$\sigma_{1max} = 90,8 + 16,5 = 107,3 \text{ МПа};$$

$$\sigma_{2max} = 89,3 + 16,2 = 105,5 \text{ МПа}.$$

Напряжения, соответствующие ступеням нагрузок:

$$Q = 20 \text{ т}; \quad \sigma_{11} = \sigma_{1max} = 107,3 \text{ МПа};$$

$$\sigma_{21} = \sigma_{2max} = 105,5 \text{ МПа};$$

$$Q = 10 \text{ т}; \quad \sigma_{12} = 71,7 \text{ МПа}$$

$$\sigma_{22} = 70,4 \text{ МПа}.$$

$$Q = 6 \text{ т}; \quad \sigma_{13} = 57,3 \text{ МПа}$$

$$\sigma_{23} = 56,3 \text{ МПа}.$$

II.4.4. В соответствии с табл. II.4 СТО для точки 1 должна быть принята 4 группа концентрации; точки 2 – группа 5.

Так как напряжения в точке 1 лишь незначительно превышают напряжения в точке 2, где концентрация напряжений существенно выше, в дальнейшем оценивается только напряженное состояние в точке 2. Для группы 5 показатель $m = 4$.

II.4.5. Коэффициент нагружения для точки 2:

$$K_p = \frac{105,5 - 21,8^4}{105,5 - 21,8} \cdot \frac{0,08}{1,0} + \frac{70,4 - 21,8^4}{105,5 - 21,8} \cdot \frac{0,12}{1,0} + \\ + \frac{53,3 - 21,8^4}{105,5 - 21,8} \cdot \frac{0,80}{1,0} = 0,116.$$

Сочетание $K_p = 0,116$ и $C_T = 1 \cdot 10^6$ соответствует группе режима 5К.

II.4.6. Коэффициент асимметрии напряжений (см. СТО, п. 11):

$$\rho = \frac{\sigma_{min}}{\sigma_{max}}$$

в данном случае $\sigma_{min} = \sigma_{en} = 21,8 \text{ МПа}$;

$$\sigma_{max} = 95,9 \text{ МПа}$$

$$\rho = \frac{21,8}{95,9} = 0,227$$

Коэффициент вида напряженного состояния

$$\bar{\sigma}_v = \frac{2}{1,2 - \rho} = \frac{2}{1,2 - 0,227} = 2,05.$$

Коэффициент условий работы принимая $\bar{\sigma}_c = 0,90$.

Коэффициент режима $\alpha_v = 1,60$.

Расчетное сопротивление усталости $R_v = 60 \text{ МПа}$.

Условие прочности :

$$\alpha_v \cdot R_v \cdot \bar{\sigma}_v \cdot \bar{\sigma}_c = 1,6 \cdot 60 \cdot 2,05 \cdot 0,9 = 192,2 \text{ МПа} ;$$

$$192,2 > \sigma_{max} = 95,9 \text{ МПа}.$$

II.5. Пример расчета усталостной прочности пролетной балки в малоцикловой области.

II.5.1. Используются данные предыдущего примера.

Масса транспортируемого груза увеличена до 50, 25 и 15 т при C_1 , C_2 и C_3 равных соответственно 80, 120 и 800 циклов ; $\sigma_t = 1000$.

Расчетные максимальные напряжения в точке 2 составляют для ступеней нагрузки соответственно 239,4; 127,8; 53,1 МПа.

Минимальное напряжение $\sigma_{min} = 21,8$ МПа.

Коэффициент асимметрии ρ имеет значения 0,091; 0,170; 0,262.

Коэффициент вида напряженного состояния $\delta_v = \frac{2}{1,2 - \rho}$;

$$\delta_{v1} = 1,80; \quad \delta_{v2} = 1,94; \quad \delta_{v3} = 2,13.$$

$$\delta_c = 0,99; \quad \alpha_y = 2,18; \quad m_0 = 0,18; \quad A_y = 0,75;$$

$$m_M = 0,18 \cdot 0,75 = 0,135.$$

$$R_v = 27 \text{ МПа}; \quad \alpha_y \cdot R_v \cdot \delta_c = 52,97 = 53 \text{ МПа}.$$

Для каждой из ступеней нагрузки:

$$\sigma_{maxi} = 53 \cdot \delta_v \left(\frac{5 \cdot 10^5}{C_{in}} \right)^{0,135}$$

Здесь C_{in} - предельное число циклов соответствующее исчерпанию несущей способности элемента.

Откуда :

$$C_{in} = \frac{5 \cdot 10^5}{\left(\frac{\sigma_{maxi}}{53 \cdot \delta_v} \right)^{\frac{1}{0,135}}}$$

Для ступеней нагружения:

$$C_{in} = \frac{5 \cdot 10^5}{\left(\frac{239,4}{53 \cdot 1,80} \right)^{\frac{1}{0,135}}} = 547; \quad C_{in} = \frac{5 \cdot 10^5}{\left(\frac{127,8}{53 \cdot 1,94} \right)^{\frac{1}{0,135}}} =$$

$$= 1 \cdot 10^5 ;$$

$$C_{30} = \frac{5 \cdot 10^5}{\frac{83,1}{53 \cdot 2,13}} \cdot 7,41 = 5 \cdot 10^6$$

$$\frac{80}{547} + \frac{120}{1 \cdot 10^5} + \frac{800}{5 \cdot 10^5} = 0,148 < 1$$

Усталостная прочность в данных условиях обеспечивается.

12. РАСЧЕТ ПОЛОК ЕЗДОВЫХ ПРОФИЛЕЙ НА ДЕЙСТВИЕ МЕСТНЫХ НАГРУЗОК

Полки ездовых профилей при действии сосредоточенных нагрузок испытывают местный изгиб.

Возникающие вследствие этого напряжения следует учитывать совместно с напряжениями от общего изгиба всей несущей конструкции, скатина профиля и т.п.

В СТО использована методика, разработанная в немецком объединении TAKRAF /81/, и позволяющая учесть влияние привариваемого к полке профиля усиления.

Общие указания по оценке этого влияния — см. также /13/. В случае необходимости для расчета неусиленных полок двутавровых профилей можно использовать данные работ /82, 85/, опубликованные и в отечественной литературе /2, 29/.

13. ОСОБЕННОСТИ РАСЧЕТА БАЛКИ С ПЕРФОРИРОВАННОЙ СТЕНКОЙ

13.1. Особенности конструкции.

Балки с перфорированной стенкой изготавливают путем фасонной резки стенок прокатных двутавров, с последующей развязкой и смещением частей балки /45/.

13.2. Проверка устойчивости перемычек.

Дополнительно к проверкам, предусмотренным разделом 13 FD, рекомендуется, в особенности в балках с высотой выше 400... 500 мм, проверять устойчивость перемычек по формуле:

$$\sigma = Q \frac{1}{a \cdot t \cdot \varphi} < R_y \cdot \sigma_c \quad (13.1)$$

где

Q - поперечная сила ;

a - ширина перемычки ;

t - толщина стенки ;

φ - коэффициент продольного изгиба.

Значению φ определяют, исходя из гибкости:

$$\lambda = 3,5 \frac{h_{ef}}{t} \quad (13.2)$$

13.3. Уточненное определение прогиба балки.

Прогиб балки определяют по формуле 89

$$f = f_M + f_Q \quad (13.3)$$

где

f_M - составляющая прогиба от действия изгибающего момента;

f_Q - составляющая прогиба от действия поперечной силы.

$$f_M = f_{0M} \frac{J_0}{J_p} \quad (13.4)$$

где

f_{0M} - прогиб от действия изгибающего момента, определенный исходя из момента инерции J_0 неослабленного сечения с высотой H (см. рис. 13.1 СТД) ;

$J_p = J_n + J_c$ - условный расчетный момент инерции сечения;

J_n - момент инерции поясов относительно нейтральной оси сечения $X_0 - X_0$;

J_c - приведенный момент инерции стенки относительно оси $X_0 - X_0$

$$J_c = J_c^0 \cdot \beta$$

где

J_c^0 - момент инерции стенки без учета ослабления; для стенки толщиной t

$$J_c^0 = \frac{t \cdot h_{ef}^3}{12}$$

β - коэффициент, определяемый в зависимости от отношений

$$\alpha = \frac{t}{b} \quad \text{и} \quad \eta = \frac{h_{ef}}{b} \quad \text{по графику рис. 13.1а.}$$

где

f_{0a} - прогиб от действия поперечной силы, определенный по неослабленному сечению балки высотой H ;

ρ - коэффициент, определяемый в зависимости от соотношений

$$\alpha = \frac{t}{b} ; \quad \eta = \frac{h_{ef}}{b} \quad \text{по графику рис. 13.1б.}$$

Примечание: значение f_0 для двухопорной балки, нагруженной в центре сосредоточенной нагрузкой P составляет

$$f_{0a} = \frac{P \cdot L}{4G \cdot A_c}$$

где

G - модуль сдвига ;

L - пролет балки ;

A_c - площадь поперечного сечения стенки неослабленной балки.

13.4. Дополнительные указания по расчету балок с перфорированными стенками.

В случаях необходимости дополнительного уточнения расчетов перфорированных балок можно использовать материалы следующих литературных источников :

- проверка устойчивости перемычек - /95/
- проверка статической прочности - /18, 34, 48/
- проверка сопротивлению усталости - /12/

13.5. Пример расчета однобалочного крана с перфорированной двутавровой пролетной балкой.

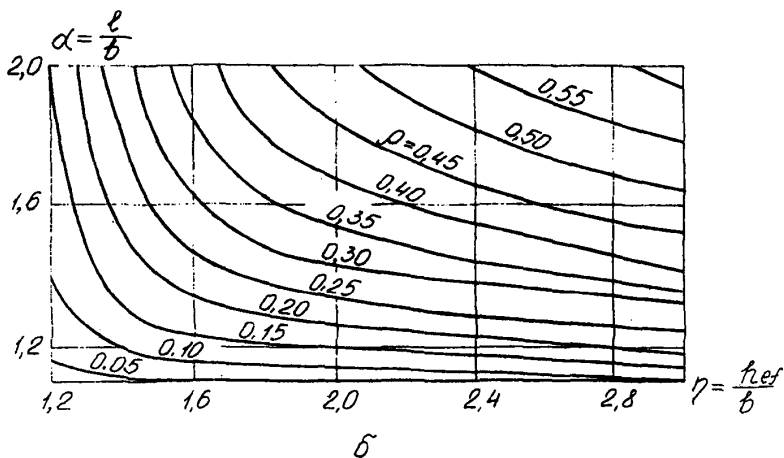
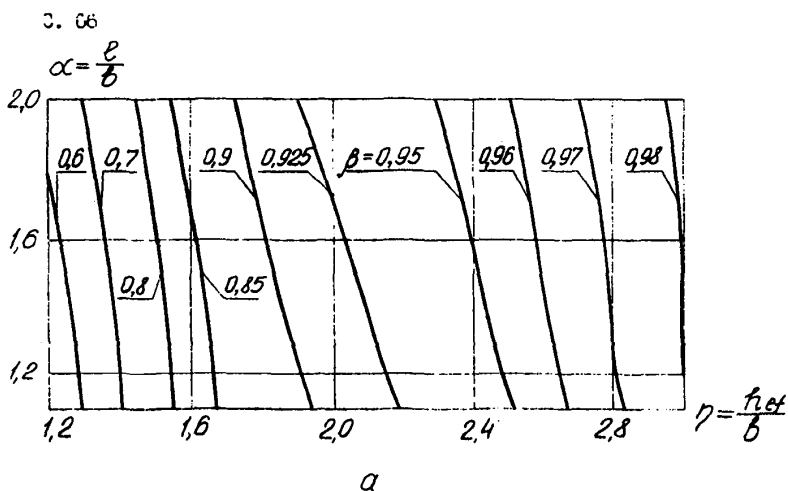


Рис. 13.1 Графики для учета влияния отверстий в стенке на прогибы балки

а) коэффициент β корректировки момента инерции балки;

б) коэффициент ρ корректировки прогиба от поперечной силы.

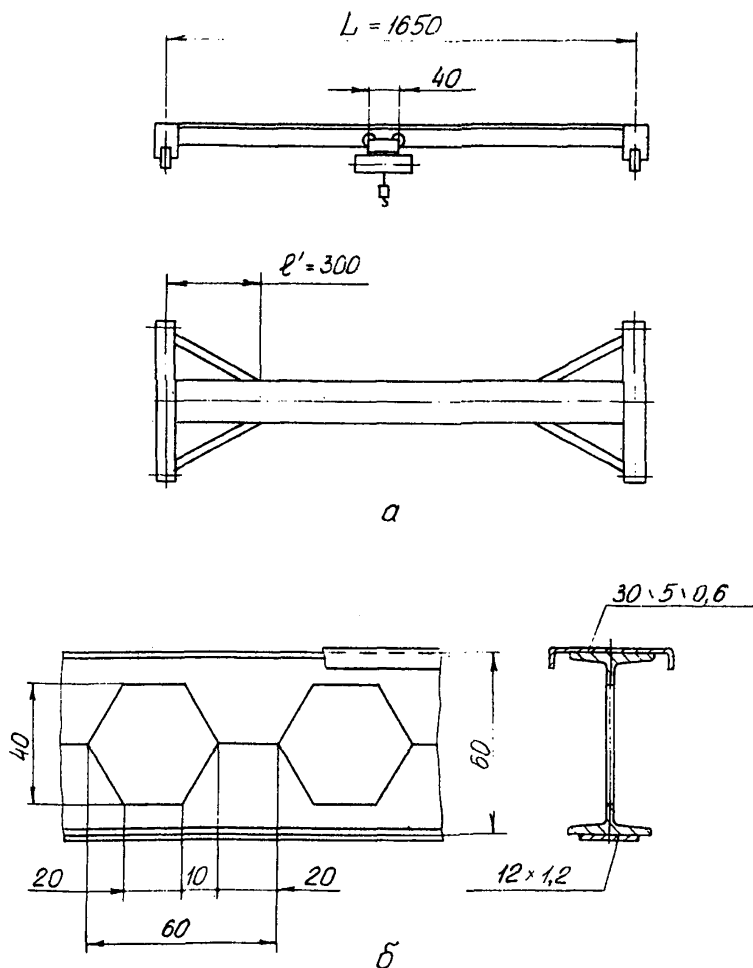


Рис. 13.2 Однобалочный кран
 а) схема крана;
 б) фрагмент пролетной балки

13.5.1. Для иллюстрации использования методов расчета балок с перфорированной стенкой приводится пример расчета однобалочного мостового крана с электроталью грузоподъемностью 5 т.

13.5.2. Данные крана:

- грузоподъемность - 5 т;
- группа режима работы - ЗК;
- масса электротали $G_T = 1,0$ т;
- линейная масса моста $g_M = 150$ кг/м;
- скорости, м/с

подъема груза - 0,133

передвижения тали - 0,50

передвижения крана - 0,50.

Схема крана - см. рис. 13.2. Все размеры на рисунках даны в сантиметрах.

13.5.3. Расчетные нагрузки.

Коэффициент перегрузки $K_Q = 1,2$.

Динамическая нагрузка от работы механизма подъема:

$$P_{d.b} = Q \cdot Q = 10 \text{ кН.}$$

Горизонтальная динамическая нагрузка, действующая на таль с грузом $P_{гор} = 4$ кН.

Горизонтальная линейная динамическая нагрузка от масс моста

$$P_{гор} = 150 \text{ Н/м.}$$

13.5.4. Перфорированная пролетная балка (см. рис. 13.2б) сварена из тавровых профилей, полученных разрезной двутавра Б 45Н.

Верхний пояс балки усилен гнутым корытным профилем, а нижний - подваркой полосы.

Материал - сталь марки 09Г2С.

13.5.5. При расчете подлежат проверке:

- несущая способность балки по критерию статической прочности с учетом изгиба балки в вертикальной и горизонтальной плоскостях, ее кручения, а также местных напряжений в нижнем поясе, вызываемых нагрузкой от ходовых колес тележки тали;

- прогиб балки при расположении тележки в центре пролета;

- устойчивость балки в целом при расположении тележки в центре пролета;

- устойчивость перемычек (стоек) балки при расположении грузовой тележки у края пролета;

- усталостная прочность конструкции.

Выполняются как минимально необходимые расчеты, методика которых регламентирована СТО, так и уточненные проверки, предусмотренные разделом 13 настоящего пособия.

13.5.6. На рис. 13.26 показано сечение балки.

Для определения геометрических характеристик сечения упрощают в соответствии со схемой рис. 13.3.

13.5.7. Неослабленное сечение

Площадь общая $A_C = 150,8 \text{ см}^2$.

Момент инерции:

$$J_{Dx} = 96130 \text{ см}^4; \quad J_{Dy} = 3630 \text{ см}^4.$$

13.5.8. Ослабленное сечение.

Характеристики сечения в целом:

$$J_x = 90530 \text{ см}^4; \quad J_y = 3625 \text{ см}^4.$$

Момент инерции кручения $J_d = 99 \text{ см}^4$.

Методика определения J_d см., например /35/.

13.5.9. Секториальный момент инерции

$$J_w = 1,95 \cdot 10^6 \text{ см}^6.$$

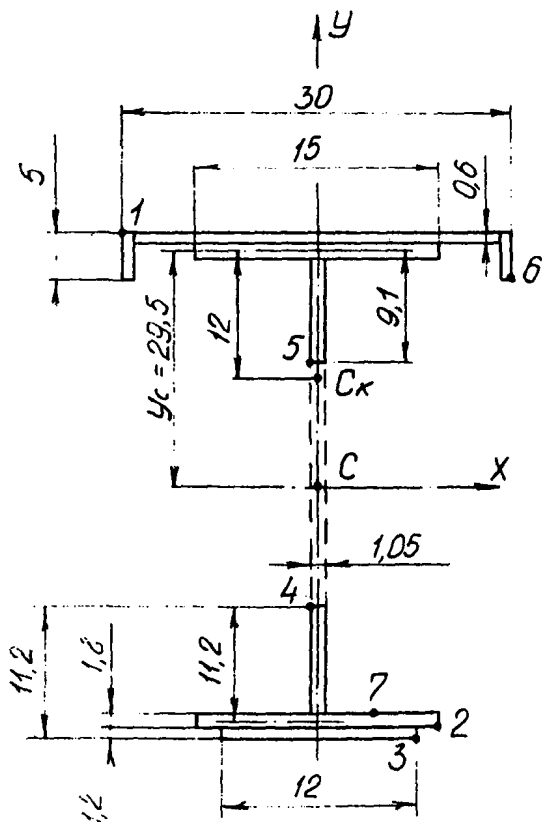


Рис. 13.3 Упрощенная расчетная схема сечения балки. 1...7 - точки сечения для определения геометрических показателей

Секторкальные координаты для точек 1, 2 и 6:

$$\omega_1 = -180 \text{ см}^2;$$

$$\omega_2 = 278 \text{ см}^2;$$

$$\omega_6 = 255 \text{ см}^2.$$

Секторкальные моменты сопротивления для точек 1, 2 и 6:

$$\omega\omega_1 = 1,08 \cdot 10^4 \text{ см}^4;$$

$$\omega\omega_2 = 7,03 \cdot 10^3 \text{ см}^4;$$

$$\omega\omega_6 = 7,64 \cdot 10^4 \text{ см}^4.$$

Координаты относительно центра тяжести верхнего пояса:

$$\text{центра тяжести } y_c = 29,5 \text{ см};$$

$$\text{центра кручения } y_{cx} = 12,0 \text{ см}.$$

Методика определения секторкальных характеристик см., например, /35, 51/.

ИЗ.5.10. Моменты сопротивления осевые для точек 1 - 3:

$$W_{1x} = 2860 \text{ см}^3; \quad W_{1y} = 241 \text{ см}^3;$$

$$W_{2x} = 2940 \text{ см}^3; \quad W_{2y} = 483 \text{ см}^3;$$

$$W_{3x} = 2825 \text{ см}^3; \quad W_{3y} = 483 \text{ см}^3;$$

$$W_{4x} = W_{5x} = 4525 \text{ см}^3; \quad W_{4y} = W_{5y} = 3900 \text{ см}^3;$$

$$W_{6x} = 3695 \text{ см}^3; \quad W_{6y} = 242 \text{ см}^3.$$

ИЗ.5.11. Изгибно-крутильная характеристика сечения:

$$K = \sqrt{\frac{G \cdot J_d}{E \cdot J_w}} = 6,8 \cdot 10^{-3} \text{ см}^{-1}.$$

Безразмерная изгибно-крутильная характеристика балки $K\ell$ определяется, исходя из расчетной длины балки $\ell = 1350 \text{ см}$.
Здесь учтено влияние подкосов и принято $\ell = L - 0,5 \cdot 2\ell'$,
где

ℓ' - расстояние от концевых балок до точек примыкания подкосов;

$$\ell' = 300 \text{ см};$$

0,5 - эмпирический коэффициент, учитывающий поделливость подкосов

$$K \cdot l = 8,5.$$

13.5.12. Геометрические характеристики ветвей (поясов) ослабленного сечения:

- верхняя ветвь:

$$A_b = 58,8 \text{ см}^2; \quad J_{xb} = 300 \text{ см}^4; \quad J_{yb} = 2945 \text{ см}^4;$$

$$W_{b1x} = 125 \text{ см}^3; \quad W_{b5x} = 33 \text{ см}^3; \quad W_{b6x} = 103 \text{ см}^3;$$

- нижняя ветвь:

$$A_n = 50,0 \text{ см}^2; \quad J_{xn} = 278 \text{ см}^4; \quad J_{yn} = 680 \text{ см}^4;$$

$$W_{n1x} = 25 \text{ см}^3; \quad W_{n2x} = 23 \text{ см}^3; \quad W_{n3x} = 111 \text{ см}^3.$$

13.5.13. Для расчета балки моста принимается следующее сочетание нагрузок:

- тали с грузом 5 т в центре пролета;
- динамическая нагрузка от работы механизма подъема;
- горизонтальная динамическая нагрузка от работы механизма передвижения крана;
- нагрузка от массы моста.

13.5.14. Суммарная вертикальная сосредоточенная нагрузка, передающаяся на балку от тали:

$$P_b = Q_{гп} \cdot K_d + P_{гв} + 10 \cdot G_{г} = 50 \cdot 1,2 + 10 + 10 = 80 \text{ кН};$$

где:

$$Q_{гп} = 50 \text{ кН} - \text{нагрузка от массы груза};$$

$$10G_{г} = 10 \text{ кН} - \text{нагрузка от массы тали}.$$

13.5.15. Нагрузка на каждое из 4-х ходовых колес тележки электротали от суммарной вертикальной нагрузки:

$$R'_{\text{верг}} = \frac{P_b}{4} = \frac{80}{4} = 20 \text{ кН}.$$

От горизонтальной динамической нагрузки $P_{гор}$ (см. рис. 13.4):

$$R_{верт}'' = \frac{P_{гор}}{2} \cdot \frac{h_p}{e} = \frac{4}{2} \cdot \frac{12}{9} = 2,7 \approx 3 \text{ кН}$$

где

$h_p = 12$ см — расстояние от центра подвески до беговой поверхности нижней полки пролетной балки;

$e = 9$ см — расстояние по горизонтали между точками контакта колес с балкой.

13.5.16. Изгибающие моменты, нагружающие балку в целом: в вертикальной плоскости:

$$\begin{aligned} M_{верт} &= P_B \frac{L}{4} + P_M \cdot \frac{L}{8} = \frac{80 \cdot 16,5}{4} + 1,5 \cdot \frac{16,5}{8} = \\ &= 333,1 \text{ кН.м} \end{aligned}$$

где

$P_M = g_m \cdot 10 = 1,5$ кН.м — распределенная нагрузка от массы пролетной балки.

В горизонтальной плоскости:

$$\begin{aligned} M_{гор} &= P_{гор} \cdot \frac{L - 2l'}{4} + P_{гор} \cdot \frac{L - 2l'}{8} = 4 \cdot \frac{16,5 - 2 \cdot 3}{4} + 0,15 \cdot \\ &\cdot \frac{16,5 - 2 \cdot 3}{8} = 10,7 \text{ кН.м.} \end{aligned}$$

13.5.17. Поперечная сила, действующая в среднем сечении пролетной балки в вертикальной плоскости:

$$Q = \frac{P_B}{2} = \frac{80}{2} = 40 \text{ кН.}$$

13.5.18. Крутящий момент, нагружающий балку:

$$M_{кр} = P_{гор} \cdot l' = 4 \cdot 0,6 = 2,4 \text{ кН.м;}$$

где

$l' = 0,591 \cdot 0,6$ м — расстояние от центра кручения обследованного сечения до шарнира подвески тележки.

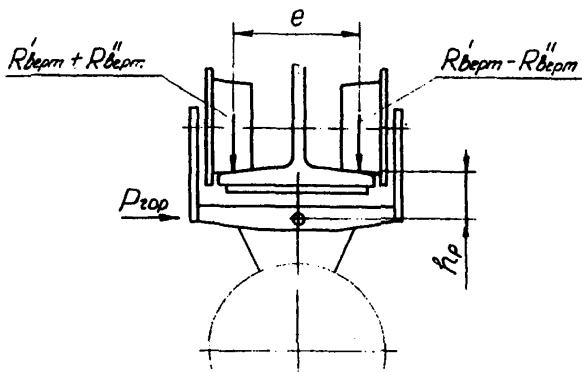


Рис. 13.4 Схема действия нагрузок на балку от ходовых колес тали

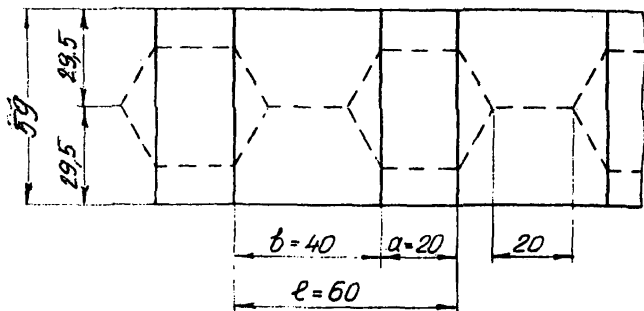


Рис. 13.5 Расчетная схема моста

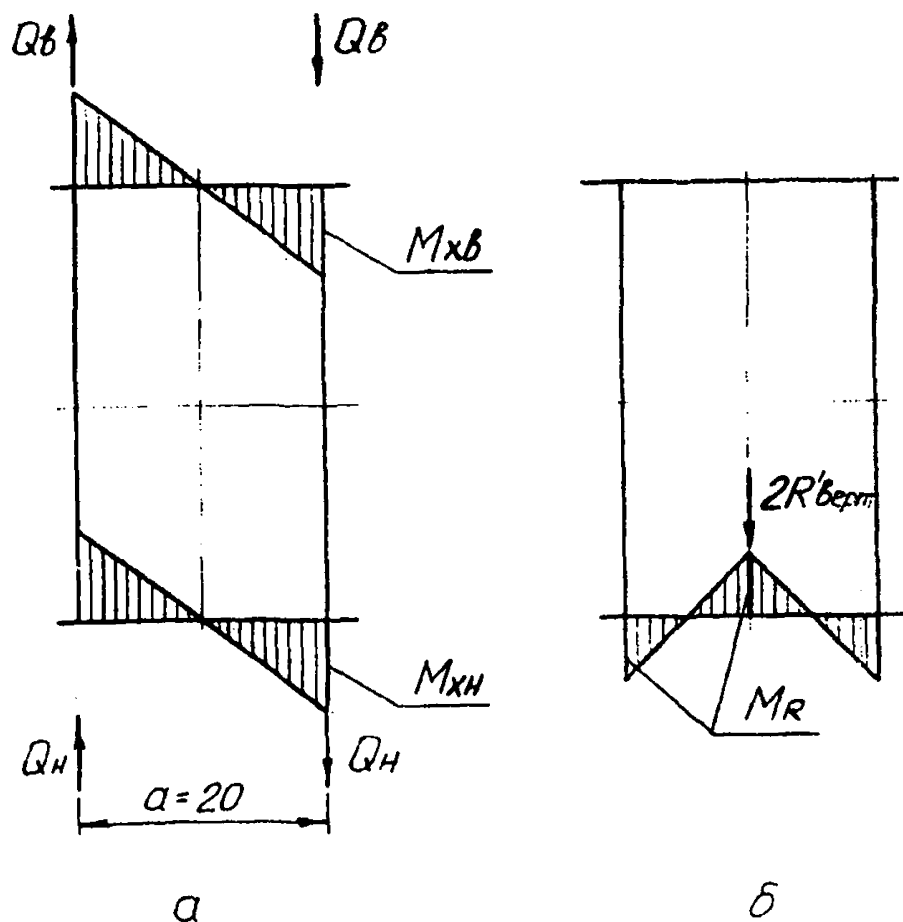


Рис. 13.6 Эпюры местных изгибающих моментов в поясах балки моста
 а) от поперечной силы;
 б) от нагрузок на колеса

13.5.19. Для определения поперечных нагрузок и изгибающих моментов в поясах (ветвях) ослабленного сечения мост представляется в виде безраскосной балки (рис. 13.5) с шириной проветров в свету $Q = 20$ см.

13.5.20. Поперечные силы распределяются пропорционально моментам инерции поясов:

$$Q_B = \frac{J_{xb}}{J_{xb} + J_{xn}} \cdot Q = \frac{300}{300 + 278} \cdot 4,0 = 2,1 \text{ кН};$$

$$Q_n = \frac{J_{xn}}{J_{xb} + J_{xn}} \cdot Q = \frac{278}{300 + 278} = 1,9 \text{ кН.}$$

13.5.21. Изгибающий момент, нагружающий нижний пояс (см. рис. 13,6а):

$$M_{xn} = Q_n \frac{a}{2} = 1,9 \cdot \frac{0,2}{2} = 0,19 \text{ кНм};$$

$$\text{верхний пояс: } M_{xb} = 2,1 \text{ кНм.}$$

13.5.22. Нижний пояс испытывает также местный изгиб от нагрузок от ходовых колес:

$$M_R = \frac{2 \cdot R_{\text{кол}} \cdot a}{8} = \frac{2 \cdot 20 \cdot 0,2}{8} = 1 \text{ кНм.}$$

13.5.23. Эпюры изгибающих моментов в поясах балки - см. рис. 13.6.

13.5.24. Выполняем проверку балки в соответствии с указанными СТО .

На рис. 13.7 показаны эпюры напряжений в ослабленном сечении пролетной балки, построенные исходя из определенных выше силовых факторов и геометрических показателей.

Наиболее опасными представляются точки 1 верхнего пояса и 2 и 4 - нижнего пояса.

Соответствующие суммарные нормальные напряжения

$$\begin{aligned}\sigma_1 &= -44,2 - 116,5 - 16,8 - 17,5 = -175,0 \text{ МПа;} \\ \sigma_2 &= 22,1 + 117,9 + 11,0 + 26,9 - 9,9 = 168,0 \text{ МПа;} \\ \sigma_4 &= 73 + 73 + 40 = 186 \text{ МПа.}\end{aligned}$$

13.5.25. При проверке стыкового шва следует рассмотреть случай расположения грузовой тележки у края кроншта. .

Тележка расположена на расстоянии 1 м от края кроншта. .

Поперечная сила:

$$Q \cong P_8 \cdot \frac{16,5 - 1,0}{16,5} + \frac{p_m \cdot L}{2} = 80 \cdot 0,94 + \frac{0,15 \cdot 16,5}{2} = 78,4 \text{ кН.}$$

Напряжение

$$\tau = Q \frac{a+b}{a \cdot t \cdot h_{ef}}$$

где

$t = 1,05$ см - толщина стенки балки;

$h_{ef} = 56$ см - расчетная высота стенки (см.раздел 7 СТО).

$a = 20$ см; $b = 40$ см (см.рис. 13.9).

$$\tau = 78,4 \cdot \frac{20 + 40}{20 \cdot 1,05 \cdot 56} \cdot 10 = 38,9 \text{ МПа.}$$

13.5.26. Проверка с учетом местных напряжений отгиба нижней полки проводится для точек 7 и 2 (см.рис. 13.8).

13.5.27. Суммарные нормальные продольные напряжения (от общего изгиба балки в вертикальной и горизонтальной плоскости, местного изгиба поясов и стесненного кручения от моментов

$$\begin{aligned} & M_{xH} \text{ и } M_R); \\ \text{точка 7} & \quad \sigma_7' = 108,2 \text{ МПа;} \\ \text{точка 2} & \quad \sigma_2' = 166,8 \text{ МПа.}\end{aligned}$$

13.5.28. Напряжения от действия изгиба в вертикальной плоскости (без учета стесненного кручения и изгиба в горизонтальной плоскости):

точка 7 $\sigma_7'' = 83,1 \text{ МПа};$

точка 2 $\sigma_2'' = 116,3 \text{ МПа}.$

13.5.29. Условие прочности для точки 7:

$$\alpha \cdot \sigma_7' + \beta \cdot \sigma_7'' + \delta \frac{R}{(t - \Delta t)^2} \leq \sigma_c \cdot R_y$$

$$\alpha = 0,40; \quad \beta = 0,60; \quad \delta' = 1,1 \cdot K$$

Для случая приварки усиливающей полосы двумя швами и

$$t_n/t = 1,2/1,8 = 0,66; \quad K = 0,78; \quad \delta = 1,1 \cdot 0,78 = 0,86.$$

$$t = 1,8 \text{ см}; \quad \Delta t = 0,1 \cdot 1,8.$$

$$R = R'_{\text{верт}} = R''_{\text{верт}} = 20 + 3 = 23 \text{ кН}.$$

$$\sigma_7 = 0,40 \cdot 97,3 + 0,60 \cdot 83,1 + 0,86 \frac{23}{(0,9 \cdot 1,8)^2} \cdot$$

$$= 164,1 \text{ МПа}.$$

13.5.30. Условие прочности для точки 2

$$\sigma_2' + \delta'' \frac{R}{(t + \Delta t)^2} < \sigma_c \cdot R_y$$

$$\delta'' = 0,65 \cdot 0,78 = 0,51.$$

$$166,8 + \frac{23}{1,8 \cdot 0,9^2} \cdot 0,51 = 211,5 \text{ МПа}.$$

13.5.31. Значение прогиба балки f определяется от поперечной нагрузки:

$$P_0 = 50 + 10 = 60 \text{ кН}.$$

Прогиб, определенный без учета местного изгиба поясов:

$$f_0 = \frac{P_0 \cdot L^3}{48 E \cdot J_x} = \frac{60 \cdot 1650^3}{90530} = 3,09 \text{ см}.$$

При $L/H = 1650/60 = 27,5$, влияние местного изгиба учитывается коэффициентом 1,05;

$$f = 1,05 \cdot f_0 = 3,09 \cdot 1,05 = 3,24 \text{ см}.$$

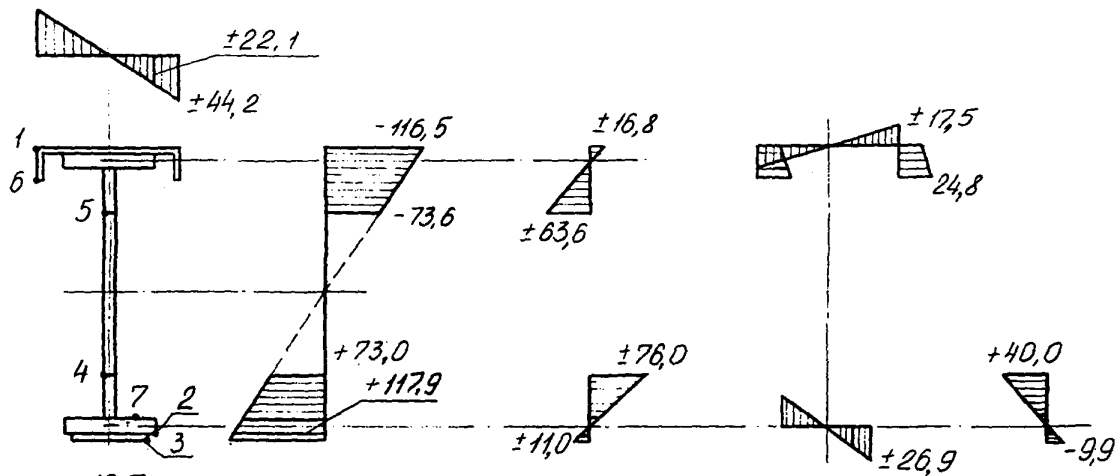


Рис. 13.7 Эпюры изгибающих моментов в ослабленном сечении балки, МПа

- а) от горизонтальных нагрузок;
- б) от общего изгибающего момента, нагружающего балку;
- в) от изгибающих моментов M_{xH} и $M_{x'}$, вызванных действием поперечной силы;
- г) от стесненного кручения балки
- д) от местного изгиба от нагрузок от ходовых колес.

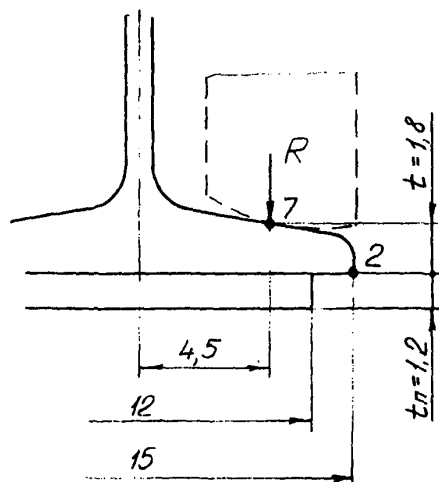


Рис. 13.8 Схема к определению местных напряжений отгиба полки

13.5.32. Точка 4 сечения проверяется на сопротивление усталости (см. рис. 13.3).

Расчетная нагрузка для данного случая -

$$P' = Q + 0,5 \cdot P_{gv} + 10 G_T = 65 \text{ кН.}$$

Нагрузка от собственного веса моста не уменьшается.

Принимается, что за каждый цикл груз перемещается от центра пролета к половине расстояния от центра до края пролета, что приводит к соответствующему изменению изгибающих моментов и напряжений.

Максимальное напряжение:

$$\sigma_{max} = \sigma_y \cdot \frac{P'}{P_b} = 100 \cdot \frac{65}{80} \approx 154 \text{ МПа;}$$

где

σ_y - см. п. 13.5.24.

Минимальное напряжение (см. рис. 13.7):

$$\sigma_{min} = \frac{(73 + 76)}{2} \cdot \frac{65}{80} = 60,5 \text{ МПа} - \text{ без учета местных}$$

напряжений изгиба от нагрузки от колес.

Коэффициент асимметрии цикла:

$$\rho = \frac{60,5}{154} = 0,40; \quad \gamma_u = \frac{2}{1,2 - 0,40} = 2,5.$$

Группа концентрации напряжений - 3 (см. табл. 13.4 СТО).

$$R_b = 27 \text{ МПа; } \alpha_v = 2,0.$$

Условие прочности: $\sigma_{max} \leq \alpha_v \cdot R_v \cdot \gamma_u \cdot \gamma_c$

При $\gamma_c = 0,90$

$$\alpha_v \cdot R_v \cdot \gamma_u \cdot \gamma_c = 2,0 \cdot 27 \cdot 2,5 \cdot 0,9 = 121,5 \text{ МПа} < \sigma_{max}$$

13.5.33. Дополнительная проверка устойчивости перемычки проводится в соответствии с указаниями раздела 13 "Пособие".

$$\sigma = Q \frac{1}{t \cdot a \cdot \gamma}$$

где

$$t = 1,05 \text{ см} - \text{толщина стенки};$$

$$a = 20 \text{ см};$$

 φ - коэффициент продольного изгиба;

$$\text{Гибкость } \lambda = 3,5 \cdot \frac{h_{ef}}{t} = 3,5 \cdot \frac{56}{1,05} = 186;$$

$$\varphi = 0,20; \quad Q = 78,4 \text{ кН};$$

$$\sigma = 78,4 \cdot \frac{1 \cdot 10}{1,05 \cdot 20 \cdot 0,2} = 181,9 \text{ МПа}$$

ИЗ.9.31. Уточненное определение прогиба балки проводится соответственно с указаниями раздела ИЗ "Пособия".

$$f = f_M + f_Q \quad f_M = f_{DM} \cdot \frac{I_{0x}}{I_p}$$

$$f_{DM} = \frac{P_0 \cdot L^3}{48E \cdot I_{0x}} \quad I_{0x} = 96130 \text{ см}^4.$$

$$f_{DM} = \frac{30 \cdot 1650^3 \cdot 10}{48 \cdot 2 \cdot 105 \cdot 96130} = 2,9 \text{ см}.$$

$$I_p = I_n + I_c$$

$$\text{Момент инерции поясов} \quad I_n = 78270 \text{ см}^4.$$

Приведенный момент инерции стенки

$$I_c = I_c^0 \cdot \beta$$

$$I_c^0 = \frac{h_{ef}^3 \cdot t}{12} = 15360 \text{ см}^4;$$

β - по формуле рис. ИЗ.1а "Пособия";

$$\alpha = \frac{e}{b} = \frac{60}{40} = 1,5;$$

$$\eta = \frac{h_{ef}}{b} = \frac{56}{40} = 1,4;$$

$$\beta = 0,7; \quad I_c = 15 \cdot 360 \cdot 0,7 = 10760 \text{ см}^4;$$

$$I_p = 78270 + 10760 = 89030 \text{ см}^4;$$

$$f_M = 2,9 \cdot \frac{96130}{89000} = 3,13 \text{ см.}$$

$$f_Q = f_{0Q} \cdot \frac{1}{\rho}$$

$$f_{0Q} = \frac{P_0 \cdot L}{4G \cdot A_c} = \frac{65 \cdot 1650 \cdot 10}{4 \cdot 8 \cdot 10^4 \cdot 150,8} = 0,022 \text{ см.}$$

при $\alpha = 1,5$; $\eta = 1,4$ по графику рис. 13.16 "Пособия"

$$\rho = 0,10;$$

$$f_Q = \frac{0,022}{0,10} = 0,22 \text{ см}$$

$$f = 3,13 + 0,22 = 3,25 \text{ см.}$$

14. РАСЧЕТ ПОДТЕЛЕЖЕЧНЫХ НАПРАВЛЯЮЩИХ

14.1. Подтележечные направляющие (рельсы) от возникающих при перекалывании по ним ходовых колес грузовой тележки испытывают напряжения как изгиба, так и смятия. Последние часто и являются причиной их выхода из строя.

14.2. Включенная в СТО методика учитывает усталостные явления в материале рельса; она разработана с использованием материалов стандарта Австралии /76/, применительно к действующей у нас режимной классификации и особенностям отечественных кранов.

Общие указания по расчету подтележечных рельсов по критерию усталостной прочности содержатся в работах проф. Б.С.Ковальского (см., например, /15/).

По действующим методикам не предусматривается совместный учет действия местных и общих напряжений, их предусматривается оценивать раздельно. Известны лишь отдельные предложения по их совместному учету, не получившие, однако, практической реализации /92/.

14.3. При расчете ральсов на поперечный изгиб за основу приняты методики, нашедшие применение в железнодорожном транспорте и специальных транспортных установках /9, 13, 25, 55, 59/. Учет усталостных явлений обеспечивается введением дифференцированных по группам режима коэффициентов условий работы.

15. ОСОБЕННОСТИ КОНСТРУИРОВАНИЯ И РАСЧЕТА УГЛОВЫХ СОПРЯЖЕНИЙ ПРЯМОЛИНЕЙНЫХ БАЛОК

15.1. Типы соединений.

15.1.1. В соединениях с непосредственным креплением балок двутаврового сечения между собой (рис. 15.1а) обычно перепускают пояс одной из балок на торец другой. Для повышения несущей способности соединения целесообразно предусматривать ребра 1 и 2.

При коробчатых балках (рис. 15.1б) стенки балок размещают в одной плоскости и соединяют стыковым швом.

В горизонтальной балке предусматривают диафрагмы 3 и 4, воспринимающие нагрузку от поясов вертикальной балки. Здесь также целесообразна установка ребер 5, примыкающих к стенкам балок.

15.1.2. Соединения со креплением балок между собой посредством переходного участка показаны на рис. 15.2а и б.

На рис. 15.2а показано соединение двутавровых балок через трапецевидный переходной участок. У концов балок в них вварены поперечные ребра 1 и 2; переходной участок 3 окаймлен полками балок и дополнительной полосой 4.

Схема соединения коробчатых балок через криволинейный переходной участок показана на рис. 15.2б. В случае необходи-

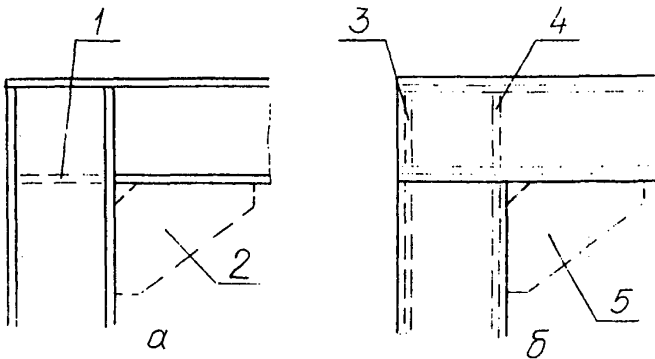


Рис. 15.1 Схемы соединений с непосредственным скреплением балок между собой
 а) балки двутаврового сечения;
 б) коробчатые балки.

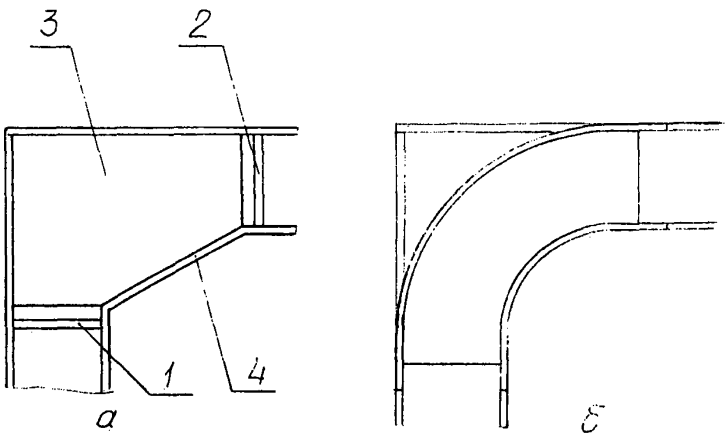
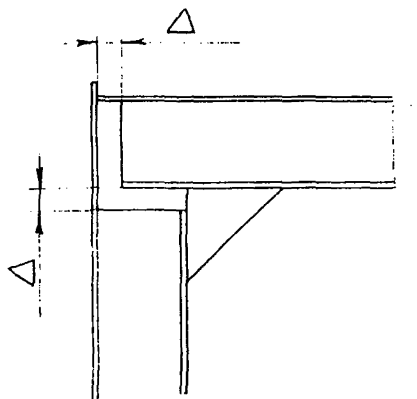
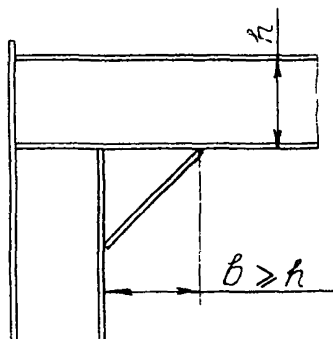


Рис. 15.2 Соединения балок через переходной участок
 а) трапециевидный переходной участок;
 б) криволинейный переходной участок.



a



б

Рис. 15.3 Схемы к оценке прочности угловых соединений

- а) соединение с зазорами между торцем балок;
- б) рекомендуемые соотношения усиливающих элементов.

мости криволинейные пояса переходного участка подкрепляют радиальными или продольными ребрами.

Выполнение переходного участка с внешним прямым углом (тонкие линии на рис. 15.2б) не приводит к существенному повышению несущей способности соединения, определяемой в основном, напряженным состоянием внутреннего криволинейного пояса.

Технологически наиболее просто выполняются соединения по рис. 15.1, более сложные – по рис. 15.2. Соединения с криволинейными элементами требуют тщательной подгонки гнутых поясов к стенкам.

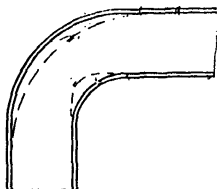
15.2. Характеристика несущей способности соединений различных типов.

15.2.1. Соединения по рис. 15.1а, б, в случае выполнения без внутренних угловых ребер, обладают относительно низкой несущей способностью, примерно в два раза ниже, чем у балок, примыкающих к соединению. Прочность таких соединений может быть повышена за счет соединения стенок балок накладками.

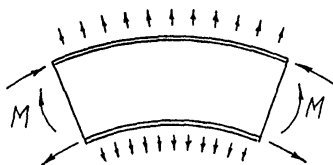
Соединение с ребрами иногда для упрощения изготовления выполняют с зазорами Δ между торцами балок (см. рис. 15.3а), что приводит к определенному уменьшению несущей способности.

Статическая несущая способность соединений с ребрами достаточно высока – при размере стороны ребра δ , равной высоте балки h , и усилении ребра окантовкой (рис. 15.3б) не ниже несущей способности балок.

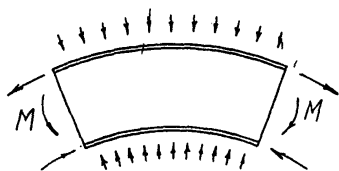
Статическая прочность соединений с промежуточным трапециевидным элементом, окаймленным полосой, также равна прочности самих балок, однако, они характеризуются несколько большим сопротивлением циклическим нагрузкам.



а



б



в



Рис. 15.4 Схемы деформаций поясов криволинейного участка.

15.2.2. Для соединений с криволинейными элементами принимаются считаться с возможностью возникновения поперечных напряжений, появляющихся вследствие деформации поясных листов (см.рис. 15.4а). В результате этого консольные края поясов (или центральные участки поясов коробчатого сечения) отгибаются, причем направление отгиба зависит от направления действия наибольшего момента (рис.15.16 и в). При этом между поясами и стенками действуют взаимно направленные распределенные нагрузки.

Соединения с криволинейными переходными участками характеризуются относительно высоким сопротивлением усталости.

15.2.3. Некоторые рекомендации по выполнению соединений с криволинейными переходными участками приведены в табл.15.1.

Дополнительные указания по выполнению угловых соединений - см. /21, 31, 79, 83, 87, 91/.

15.3. Особенности расчета угловых соединений балок.

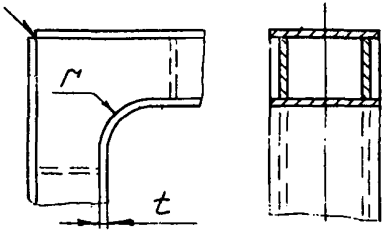
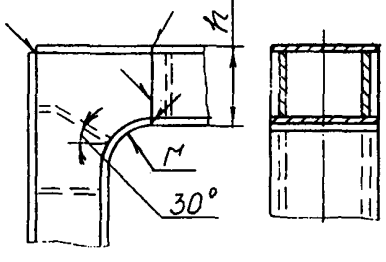
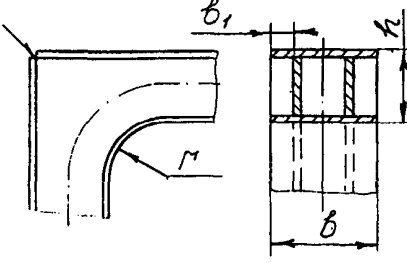
15.3.1. Изложенная ниже методика распространяется на расчет угловых соединений балок на нагрузки, действующие в плоскости, проходящей через ось балок, и возникающие при этом последние.

15.3.2. Возможные отклонения получаемых в результате расчета нагрузок учитываются введением вводимых соответствующим значения коэффициентов условий работы γ_c^n . Эти коэффициенты не относятся к данным, которые могут быть получены с использованием уточненных способов оценки напряжений, например, с помощью метода конечных элементов или путем применения поляризационно-оптического метода.

15.3.3. При расчете соединений с непосредственным соединением балок между собой без угловых ребер (рис.15.3а)

Таблица 15.1

Рекомендации по выполнению соединений с криволинейными переходными участками

Качественная характеристика степени нагруженности при эксплуатации конструкции	Схема соединения	Особенности выполнения соединения
Небольшая		$r < 3t$ подкрепление ребрами не требуется
Средняя		$r < h$
Высокая		$r > h$ Полса разделены по ширине b на участки b_1 ; необходимость в радиальных ребрах нет

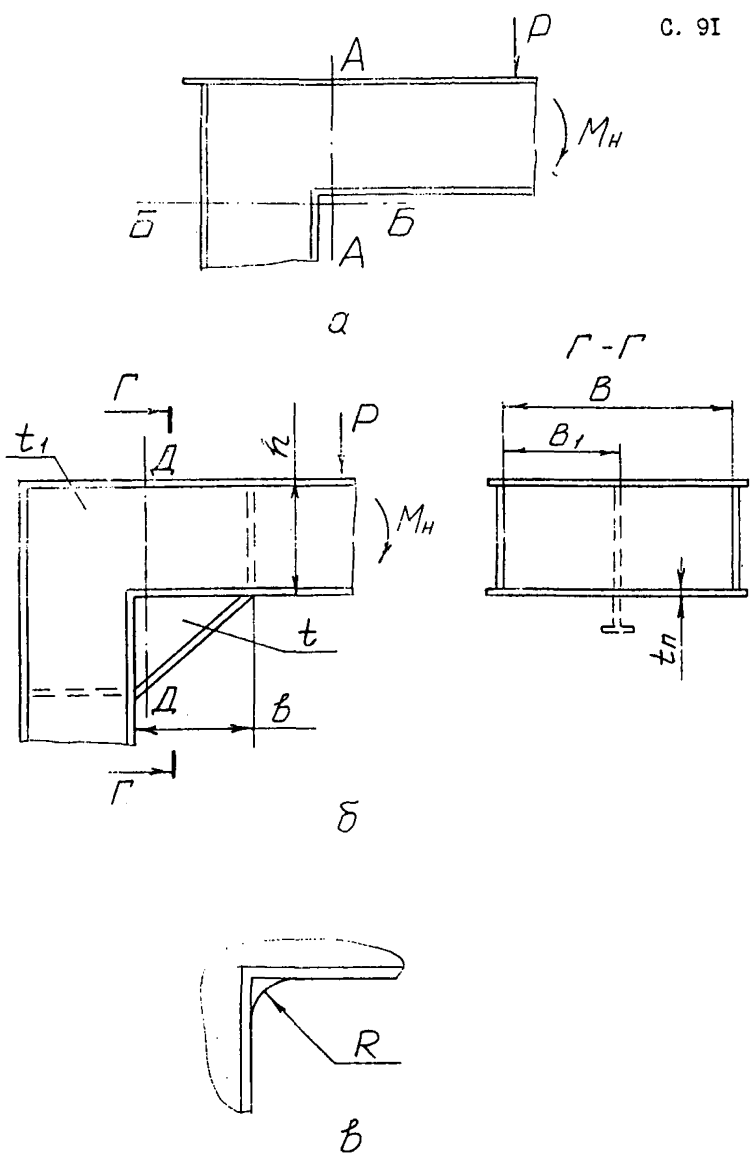


Рис. 15.5 Схемы к расчету соединений с непосредственным скреплением балок.

проверяют сечения балок, непосредственно примыкающие к углу А-А, Б-Б. Вводят коэффициент условий работы $\gamma_c'' = 0,6$, а для случая выполнения соединения с зазорами (см. рис. 15.3а) принимают $\gamma_c'' = 0,4$. В соединении с угловыми ребрами (рис. 15.5а)

при $t \geq t_1$ и $b \geq h$ проверке подлежит ребро:

$$\sigma = \frac{6M}{t \cdot b^2} < R_y \cdot \gamma_c'' \quad (15.1)$$

где

M — расчетный изгибающий момент, действующий в сечении Д-Д.

При отсутствии у ребра окантовки $\gamma_c'' = 0,4$, для соединения с зазорами у торцов балок — $\gamma_c'' = 0,22$. Для отбортованного ребра напряжения, определяемые по формуле (15.1) уменьшают на 30%. При выполнении ребра по дуге рис. 15.5б эти напряжения повышают в 1,7 раза.

При соединении коробчатых балок рекомендуется предусматривать с интервалом $B_1 \leq 50 t_n$ дополнительные внутренние и внешние ребра (пунктир на рис. 15.5а), при отсутствии этих ребер в расчет вводят участки поясных листов шириной $B_1 \leq 25 t_n$. Следует провести также расчет прочности сечения балки у места обрыва ребер.

Дополнительные указания по расчету — см. /21, 52, 35, 71, 83 /.

15.3.4. При расчете соединений с криволинейными переходными участками в общем случае учитывают:

- нелинейность распределения изгибных напряжений по высоте сечения;
- дополнительные поперечные деформации поясов двутавровых и коробчатых сечений.

Нелинейность распределения напряжений учитывают при радиусе кривизны нейтральной оси сечения $r \leq 5h$, где h - высота сечения (см. рис. 15.6).

Дополнительные деформации поясов учитывают при значении параметра $\frac{b^2}{r \cdot t} \leq 0,20$, где b - ширина пояса; t - толщина пояса.

При радиусе закругления $r \leq 5h$ напряжения определяют по формуле:

$$\sigma = \pm \frac{N}{A} - \frac{M}{2A} - \frac{M \cdot C}{U} \cdot \frac{r}{r+C} \leq \sigma_c \cdot R_y \quad (15.2)$$

где

N - нормальная сила в сечении;

M - изгибающий момент, действующий в сечении;

A - площадь поперечного сечения элемента;

r - радиус кривизны до нейтральной оси сечения;

C - расстояние от нейтральной оси сечения до рассматриваемого волокна сечения;

U - редуцированный момент инерции сечения относительно его нейтральной оси, при $r \geq 2h$, $U = J_x$

15.3.5. Для участков с внешними прямолинейными гранями определяют напряжения только на внутренней поверхности, при этом расчеты ведут для условного контура сечения (пунктир на рис. 15.6в).

При $r \leq 2h$

$$U = r^3 \cdot \sum \left(b_i \cdot v_i \frac{\omega_{iB}}{\omega_{iN}} \right) - r^2 \cdot A \quad (15.3)$$

где

b_i - ширина (толщина) элемента сечения;

ω_{iB} - расстояние от верхней грани элемента до оси 0-0 (см. рис. 15.7);

ω_{iN} - то же, от нижней грани элемента. Для сечения по рис. 15.7.

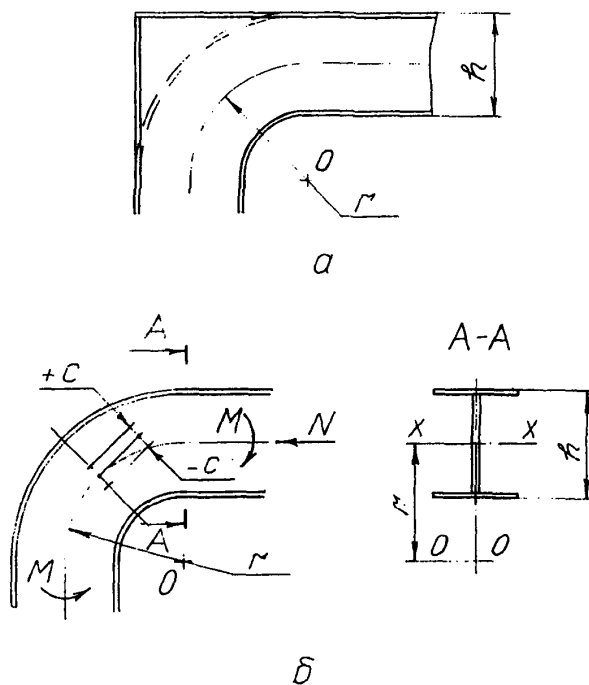


Рис. 15.6 Схемы к определению напряжений на криволинейном переходном участке.

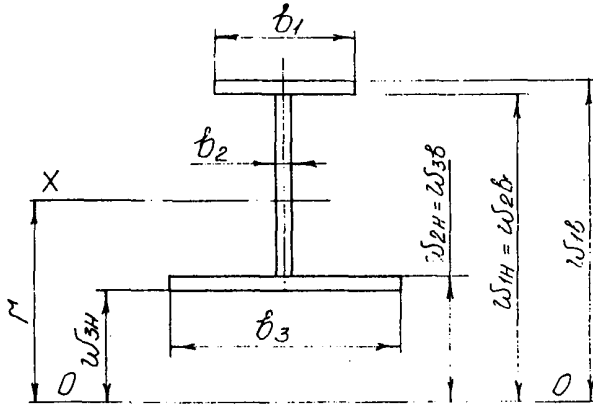


Рис. 15.7 Схема к определению редуцированного момента инерции сечения.

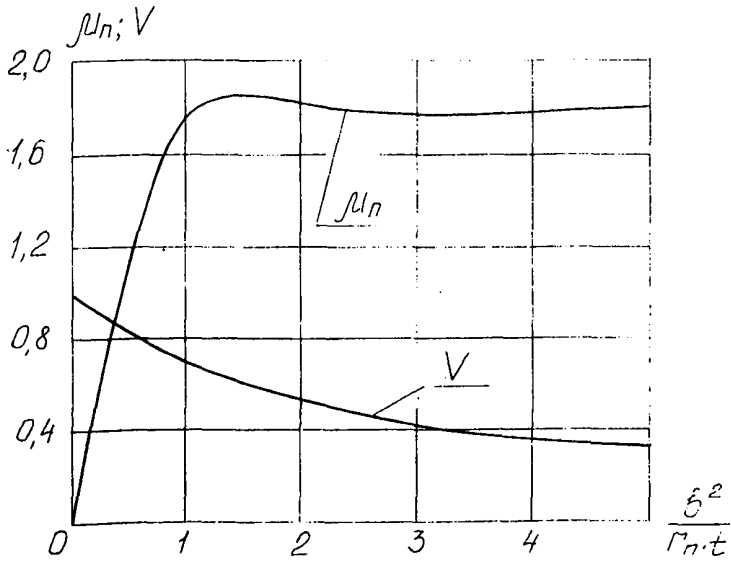


Рис. 15.8 Зависимость редуцированных коэффициентов $V; \mu_n$ от параметра $\xi^2/\Gamma_n \cdot t$

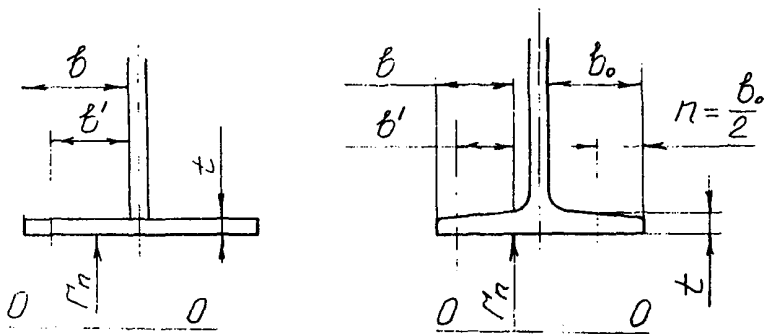


Рис. 15.9 Схемы для определения приведенной ширины полки:
 а) с параллельными полками;
 б) с наклонными полками.

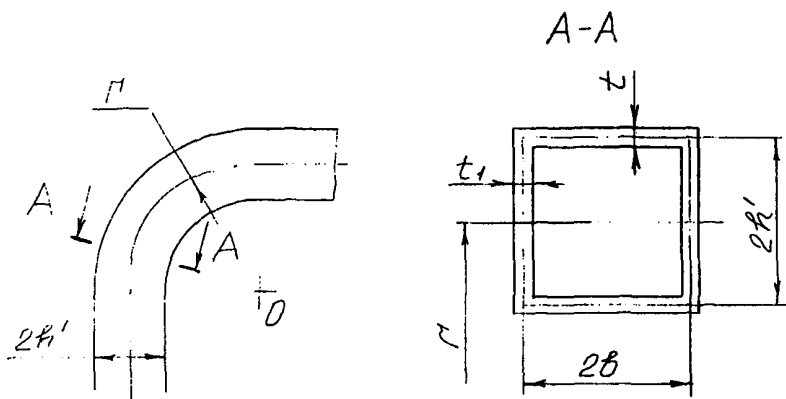


Рис. 15.10 Схема к расчету коробчатых сечений.

$$\Sigma (\sigma_i \rho_i \frac{\omega_i b}{\omega_{2i}}) = \sigma_1 \rho_1 \frac{\omega_1 b}{\omega_{21}} + \sigma_2 \rho_2 \frac{\omega_2 b}{\omega_{22}} + \sigma_3 \rho_3 \frac{\omega_3 b}{\omega_{23}} \quad (15.4)$$

15.3.6. При расчете элементов с одностенчатыми (двутавровыми) сечениями деформации поясов учитывают введением редуцированных коэффициентов, определяемых по графикам рис. 15.8, в зависимости от параметра $\frac{b^2}{r_n \cdot t}$,

где b - ширина полки;
 t - толщина полки;

r_n - радиус кривизны нижней полки (см. рис. 15.9).

Продольные нормальные напряжения σ (в т.ч. и с использованием формулы (15.2) определяют исходя из приведенной ширины полки пояса $b' = b \cdot V$, причем коэффициент V находят отдельно для внешнего и внутреннего поясов.

Эти напряжения принимают равномерно распределенными по всей ширине b полки пояса.

Поперечные нормальные напряжения, действующие у основания полки, определяют по формуле:

$$\sigma' = \sigma \cdot \mu_n \quad (15.5)$$

значения μ_n - см. рис. 15.8.

15.3.7. При расчете коробчатых элементов редуцированный коэффициент V' для определения расчетной ширины пояса определяют в зависимости от параметров: $\frac{b^2}{r_n \cdot t}$

$$\lambda_{ш} = \frac{r_n \cdot t^3}{b \cdot t^3}$$

(см. рис. 15.10) по графику рис. 15.11.

Напряжения в поясах и стенках сечения допускается определять исходя из расчетной ширины поясов $2b' = 2b \cdot V'$

15.8.3. Поперечные (радиальные) ребра обеспечивают существенное снижение напряжений в элементах конструкции только при

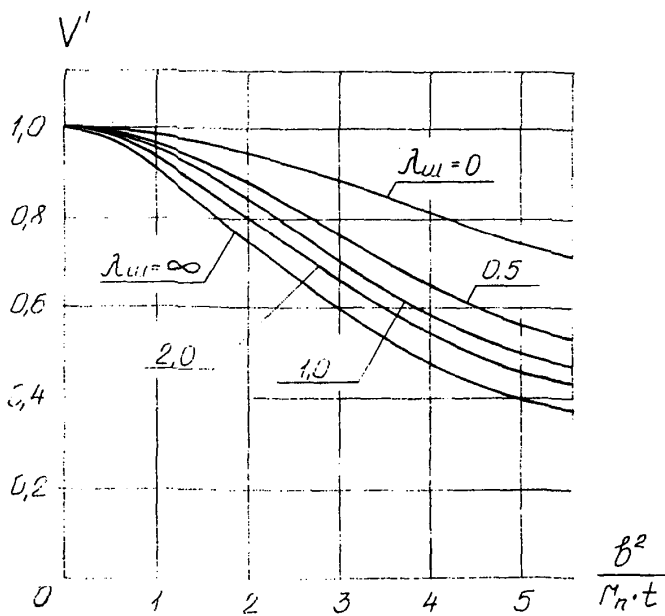


Рис. 15.11 Зависимость редуцированного коэффициента V' от параметров $\frac{b^2}{r_n \cdot t}$ и λ_{χ}

относительно малом шаге их расстановки, составляющем 30...50% от высоты сечения.

Более эффективна установка продольных ребер, приводящая к соответствующему уменьшению расчетной ширины сечения.

Дополнительные указания по расчету соединений с криволинейными переходными участками /1, 17, 26, 35, 52/.

16. УСТОЙЧИВОСТЬ ПОЛОК И СТЕНОК ПРОКАТЫХ И СОСТАВНЫХ СВАРНЫХ СЖАТЫХ, СЖАТО-ИЗОГНУТЫХ И ИЗГИБАЕМЫХ ЭЛЕМЕНТОВ ПОСТОЯННОГО ПОПЕРЕЧНОГО СЕЧЕНИЯ

Устойчивость полок элементов (рис.16.1) допускается обеспечивать назначением отношения ширины полки b_n к толщине t_n не более:

$$\frac{430 \cdot \alpha_n}{\sqrt{\sigma_x, \sigma_y, \sigma_z}} \quad \text{см. также рис.16.2} \quad (16.1)$$

где

$$\alpha_n = \left(1 + \frac{3,1}{3\nu + 4}\right) \sqrt{0,405 + 0,035 \xi^2} \quad (16.2)$$

α_n определяют из графиков рис. 16.3

В формуле (16.2)

ν - коэффициент защемления пластинки, определяется по формулам табл. 16.1 и графикам рис. 16.4.

$$\xi = 1 - \frac{\sigma_x \min}{\sigma_x \max} \quad (16.3)$$

где $\sigma_x \max$, - максимальное и минимальные нормальные напряжения по продольным границам пластинки, положительные - при сжатии, МПа;

$\sigma_x, \sigma_y, \sigma_z$ - приведенное критическое напряжение, принимаемое в зависимости от значения действующего напряжения по графикам рис. 16.5, МПа.

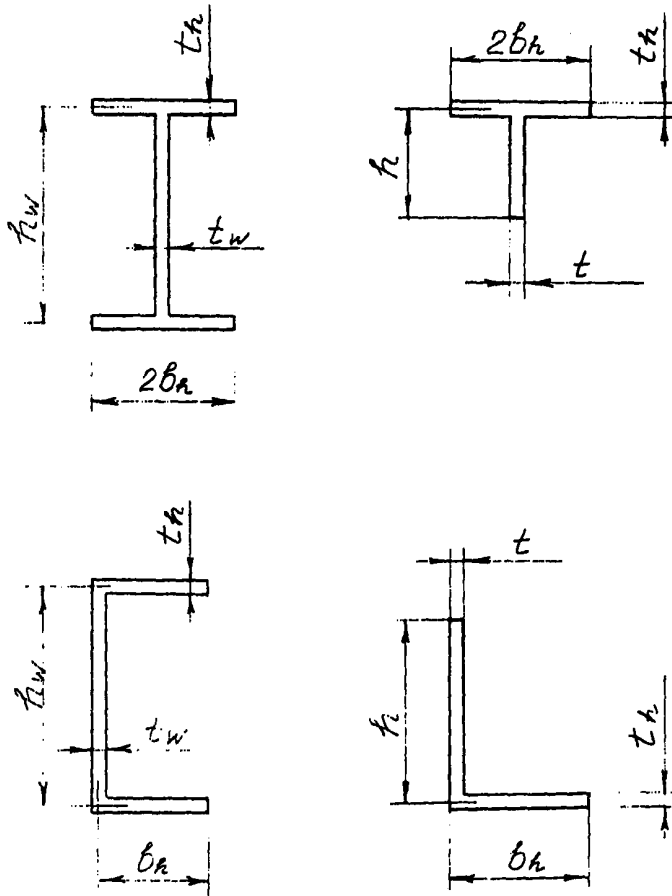


Рис. 16.1 Схемы расчетных сечений элементов.

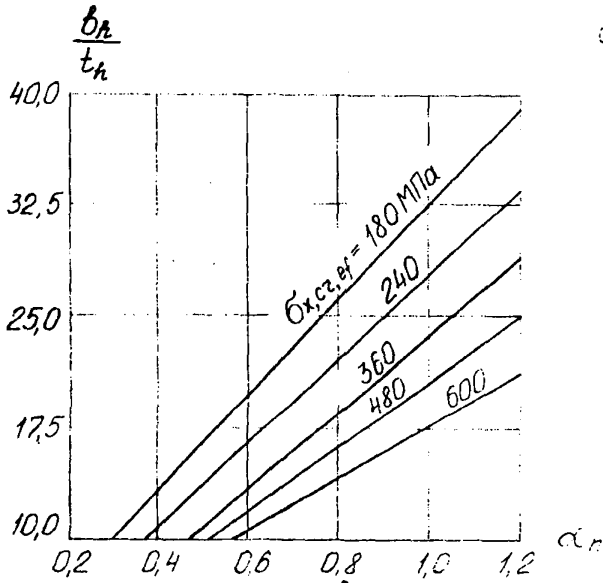


Рис. 16.2 Значения $\frac{\sigma_n}{t_n}$

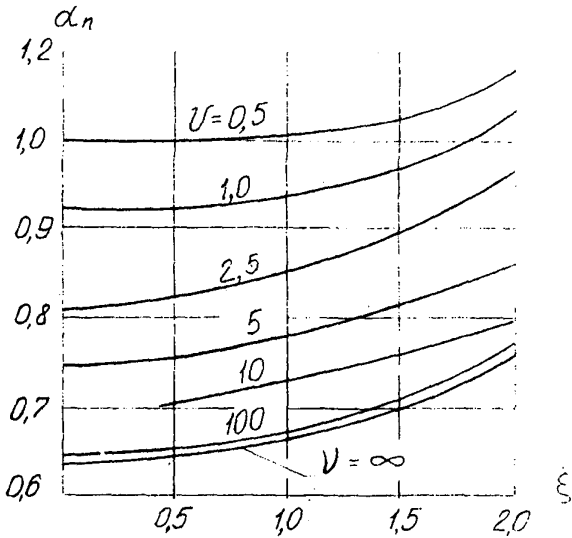


Рис. 16.3 Значения коэффициента α_n

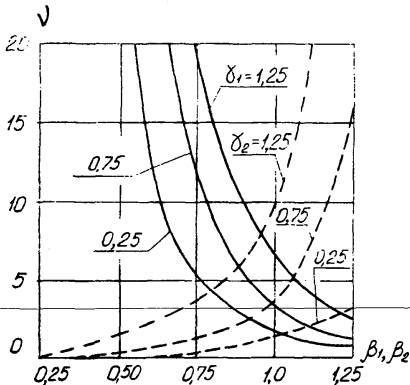


Рис. 16.4 Значения коэффициентов заделки
 — полки двутавра
 - - - стенка тавра

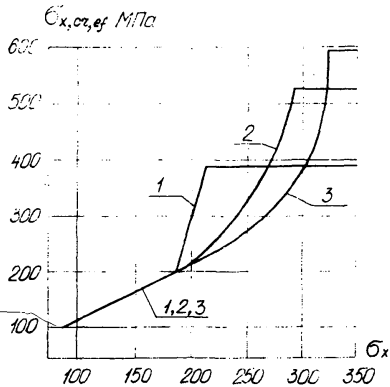


Рис. 16.5 Значения $\sigma_x, \sigma_y, \sigma_z$ для сталей с различными расчетными сопротивлениями: 1 - $R_y < 220 \text{ МПа}$
 2 - $220 \text{ МПа} < R_y < 330 \text{ МПа}$
 3 - $R_y > 330 \text{ МПа}$

Устойчивость стенок элементов по рис. 16.1, а также полок и стенок элементов, подкрепленных ребрами жесткости, рекомендуется проверять в соответствии с указаниями СНиП 2.05.03-84 / 66/.

Таблица 16.1.

Значения коэффициента защемления пластинки

Элемент сечения	Коэффициент защемления		
Полка двутавра (рис. 16.1а)	$V = \frac{1}{\beta_1^3 \cdot \gamma_1} \cdot \frac{2}{1 - 0,106 \cdot \frac{1}{\beta_1^2 \cdot \gamma_1^2}}$		
Стенка тавра (рис. 16.1б)	$V = \beta_2^3 \cdot \frac{1}{1 - \beta_2^2 \cdot \gamma_2^2}$		
Полка швеллера (рис. 16.1в)	$V = \frac{1}{\beta_1^3 \cdot \gamma_1} \cdot \frac{1}{1 - 0,106 \cdot \frac{1}{\beta_1^2 \cdot \gamma_1^2}}$		
Полка уголка высотой h (рис. 16.1г)	b_h / h		
	1,0	0,667	0,50
	$V = \infty$	$V = 10$	$V = 5,2$

Примечание:

I. В табл. 16.1 обозначено:

$$\beta_1 = \frac{t_w}{t_h}, \quad \gamma_1 = \frac{b_h}{h_w}, \quad \beta_2 = \frac{t}{t_h}, \quad \gamma_2 = \frac{b_h}{h}$$

2. В случаях, когда для полки двутавра и стенки тавра значения коэффициентов защемления будут меньше 0, принимают $V_1 = V_2 = \infty$;
3. Численные значения V_1 для $\gamma_1 = 0,25 \div 1,25$ и $\beta_1 = 0,25 \div 1,25$ и V_2 для $\gamma_2 = 0,25 \div 1,25$ и $\beta_2 = 0,25 \div 1,25$

17. РАСЧЕТ ШАРНИРНЫХ СОЕДИНЕНИЙ

17.1. Проверка на смятие.

17.1.1. Проверку на смятие элементов симметрично нагруженных соединений (см. рис. 17.1а) производят по формулам:

центральная проушина:

$$\frac{P}{d \cdot b_1} \leq R_{ep} \cdot K_y \quad (17.1)$$

боковые проушины:

$$\frac{P}{2d \cdot b_2} \leq R_{ep} \cdot K_y \quad (17.2)$$

где

d - диаметр оси;

b_1, b_2 - расчетная ширина шек (при отсутствии фасок $b_1 = t_1$;
 $b_2 = t_2$)

R_{ep} - расчетное сопротивление смятию; принимается по данным табл. I по меньшей прочностной характеристике сопрягаемых элементов;

K_y - коэффициент условий работы соединения; принимается по данным табл. 17.1.

Таблица 17.1.

**Коэффициенты условий работы шарнирных
соединений**

Характеристика степени подвижности соединения	Пример соединения	K_y
Взаимный поворот элементов исключен	Подсоединения опорных стоек козлового крана к мосту при наличии в непосредственной близости от них жестких болтовых фланцев	2,0
Возможен ограниченный поворот элементов	Соединение поперечных решетчатых мостов, тяг шпренгельных систем	1,5
Ограниченный нерегулярный поворот	Подсоединение опорных стоек к мосту при отсутствии жестких фланцев, соединения разрезных концевых балок	1,0
Ограниченный регулярный поворот	Шарниры балансиров ходовых частей козловых кранов	0,8

17.1.2. Проверку на смятие элементов консольно нагруженных соединений (см.рис. 17.1б) производят по формулам:

элемент 1 в точке А:

$$\frac{P}{d \cdot b_1} \cdot K_1 \leq R_{ep} \cdot K_y \quad (17.3)$$

элемент 2 в точке Б:

$$\frac{P}{d \cdot b_2} \cdot K_2 \leq R_{ep} \cdot K_y \quad (17.4)$$

где: размеры d, b_1, b_2 - см.рис. 17.1б;

R_{ep}, K_y - см. п.17.1.1.

(при отсутствии фасок $b_1 = t_1; b_2 = t_2$)

$$K_1 = 4 + \frac{b_2}{b_1}; \quad K_2 = \frac{2 \cdot b_2}{d}$$

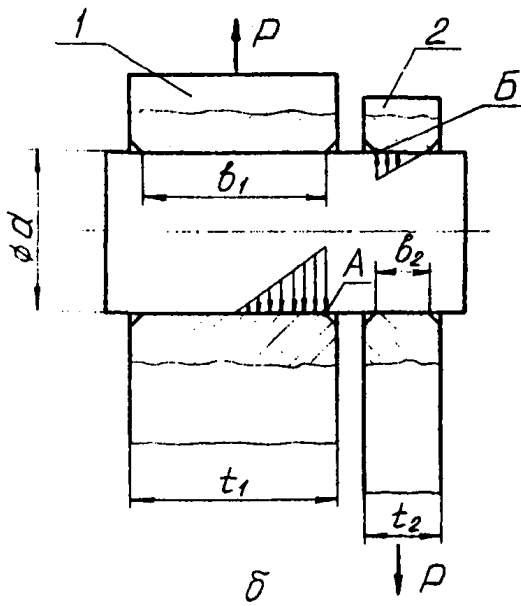
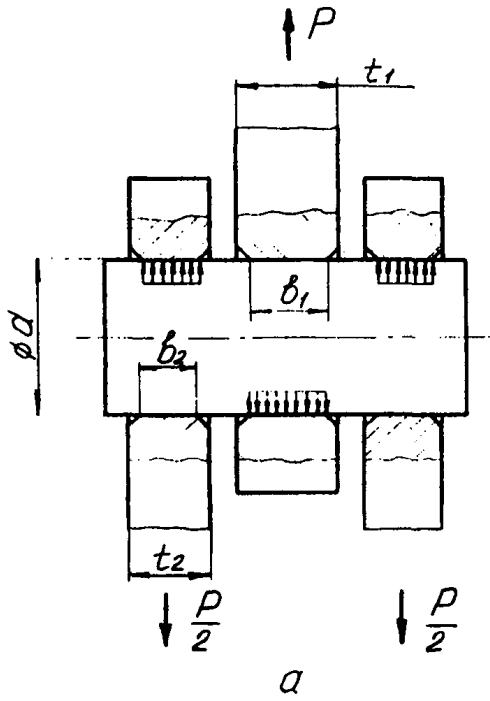


Рис. 17.1 Схемы к расчету на смятие

$$\text{При } \frac{b_2}{a} \leq 0,5 \text{ и } b_1 > a, \quad K_2 = 1,0$$

17.2. Проверка проушины на разрыв:

17.2.1. Проверку проушины на разрыв при действии статической нагрузки производят по формуле

$$\frac{P}{2 \cdot b \cdot t \cdot K_G} < \sigma_c \cdot R_u \quad (17.5)$$

где

t - толщина проушины;

b - расчетная ширина перемычки (см. рис. 17.2);

K_G - корректирующий коэффициент;

$$K_G = 0,48 + 0,45 \frac{a}{b} - 0,075 \frac{B}{a} \quad (17.6)$$

B - ширина пластины проушины.

Значение K_G не должно превосходить 1,0.

17.2.2. Проверку на действие циклической нагрузки (на сопротивление усталости) производят по формуле:

$$\frac{P}{2 \cdot b \cdot t} \leq R_v \cdot \gamma_v \quad (17.7)$$

где R_v, γ_v - определяют по методике, изложенной в разделе 11 СГО

При этом группу концентрации напряжений принимают в зависимости от геометрических соотношений проушины (см. рис. 17.2) и зазора δ между осью и отверстием проушины по данным табл. 17.2.

Примечание. Формулу (17.5) рекомендуется применять для элементов, работающих в условиях групп режима ИК-ЗК. Для группы режима 4К и выше необходима проверка по формуле (17.2) см. так же / 53 /.

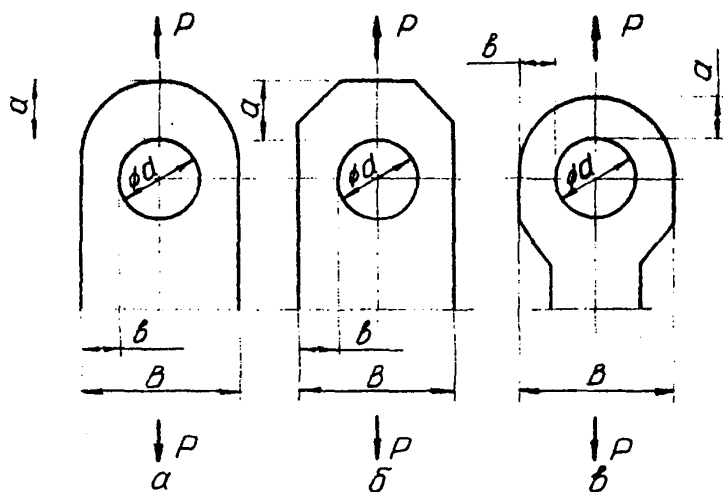


Рис. 17.2 Варианты выполнения проушин

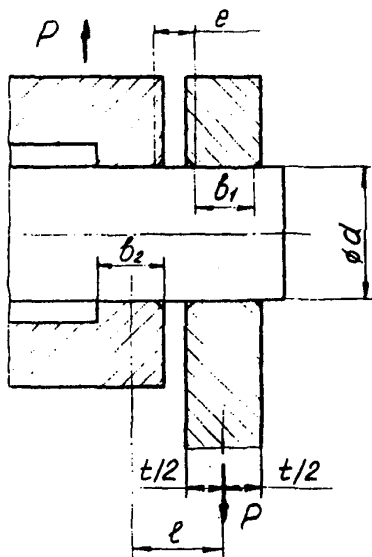


Рис. 17.3 Схема к расчёту оси на изгиб и срез

Таблица 17.2.

Группы концентрации напряжений в проушинах

$\frac{d+a}{d}$	$\frac{\delta}{d}, \%$	Группа концентрации
1,0	До 0,2 вкл.	5
	Св.0,2	6
1,5	До 0,2 вкл.	4
	Св.0,2	5

17.3. Проверка прочности осей шарнирных соединений.

Напряжение изгиба в материале оси (см.рис. 17.3) определяют по формуле:

$$\sigma = \frac{P \cdot l}{W} \quad (17.8)$$

где

 l - плечо действия силы P ;

$l = l_1 + e + l_2$, причем l_1 и l_2 принимают равными каждое 50% ширины контактирующих поверхностей (соответственно b_1 и b_2), но не более $0,2d$;

 W - момент сопротивления изгиба оси.

Напряжение сдвига

$$\tau = \frac{P}{A} \quad (17.9)$$

где

 A - площадь поперечного сечения оси.

Должно быть обеспечено условие:

$$\sqrt{\sigma^2 + 3\tau^2} \leq R_y$$

Дополнительные указания по расчету шарнирных соединений - см. /14, 20, 53, 57, 83/.

ЛИТЕРАТУРА

1. Абовян А.Г. Исследование работы поясов в жестких сварных узлах криволинейного очертания. Труды Ленинградского Политехнического института. 1953 г., № I, "Сварочное производство", с. 70-93.
2. Абрамович И.И., Березин В.Н., Яуре А.Г. Грузоподъемные краны промышленных предприятий. М., Машиностроение, 1989.
3. Бельский Л.М. Расчет судовых конструкций в пластической стадии. Л., Судостроение, 1983.
4. Бригер И.А., Иосилевич Г.Б. Резьбовые и фланцевые соединения. М., Машиностроение, 1990.
5. Блейх Ф. Устойчивость металлических конструкций. М., Физматгиз, 1959.
6. Брудка Я. Трубчатые стальные конструкции. М., Стройиздат, 1976.
7. Байнберг Д.В. Справочник по прочности, устойчивости и колебаниям пластин. Киев, Будивельник, 1973.
8. Временные методические указания по повышению грузоподъемности мостовых кранов, обеспечиваемому путем использования специальных схем нагружения мостовых кранов и монтажной оснастки. М., ВНИИПМАШ, 1987.
9. Гордеев В.А. Рельсовые пути тяжелых транспортных устройств. М. Транспорт, 1981.
10. Грудев И.Д., Филиппов В.В., Корнилов Т.А. Учет габаритов фасонки при определении расчетных длин сжатых стержней строительных ферм. Известия высших учебных заведений. Строительство и архитектура, 1990, № 5, с. 1-5.
11. Гуле Ж. Сопротивление материала. М., Высшая школа, 1985.

12. Данков В.С., Корчак М.О. О механизме усталостного разрушения балок с перфорированной стенкой. Теоретические и экспериментальные исследования мостов. Омск, 1989, с. 26-31.
13. Исследование прочности и расчет конструкций путей строительных башенных кранов. Под ред. Евдокимова В.А. М., Стройиздат, 1980.
14. Кан С.Н., Свердлов И.А. Расчет самолета на прочность. М., Машиностроение, 1966.
15. Ковальский Б.С. Механическое оборудование. Элементы грузоподъемных устройств. Харьков, изд. ХВКИУ, 1971.
16. Ковальский Б.С., Резниченко Н.К., Нечипоренко Л.Г. Усиление полок ездовых двустваров приваркой полосы. Подъемно-транспортное оборудование, № 21, с. 39-41, Киев, Техника, 1990.
17. Концевой Е.М., Антоненко А.П.. Плоский изгиб тонкостенных крановых балок с ломаной осью. Сб. научных трудов ВНИИПТМАШ, № У, 1971, с. 32-97.
18. Копытов М.М. Перфорированные стержни. Томск, изд-во ТГУ, 1980.
19. Кулькова Н.Н. Особенности напряженно-деформированного состояния элементов крановой коробчатой балки при работе стенок в закритической области. Сб. научных трудов ВНИИПТМАШ. М., 1981, с. 93-101.
20. Лизин В.Т., Пяткин В.А. Проектирование тонкостенных конструкций. М., Машиностроение, 1985.
21. Ложкин А.З., Рябов Л.И. Судовые южные соединения. Л., Судостроение, 1973.

22. Модвиг А., Прокта Ф. Международное сопоставление стандартных марок стали. Справочник. М., Изд-во Стандартов, 1992.

23. Николаев Г.А., Винокуров В.А. Сварные конструкции. Расчет и проектирование. М., Высшая школа, 1990.

24. Нилов А.А., Пермяков В.А., Прицкер А.Я. Стальные конструкции производственных зданий. Справочник. Киев, Будивельник, 1989.

25. Основы устройства и расчетов железнодорожного пути, Под ред. Амелина С.Р., М., Транспорт, 1990.

26. Основы современных методов расчета на прочность в машиностроении. Под ред. Пономарева С.Д., Машгиз, 1950.

27. Осипов В.Э. Долговечность металлических пролетных строений эксплуатируемых железнодорожных мостов. М., Транспорт, 1982.

28. Петин С.В. Основы инженерных расчетов усталости судовых конструкций. Л., Судостроение, 1990.

29. Петренко О.С. Подвесные рельсовые дороги. М., Машиностроение, 1981.

30. Пиковский А.С. Статика стержневых систем со сжатыми элементами. М., Физматгиз, 1961.

31. Барабанов Н.В., Иванов Н.А., Новиков В.В., Шемедок Г.П. Повреждения и пути совершенствования судовых конструкций. Л., Судостроение, 1989.

32. Пособие по проектированию усиления стальных конструкций (к СНиП П-23-81^Х). Укрпроектстальконструкция Госстроя ЭССР, М., Стройиздат, 1989.

33. Пособие по проектированию стальных конструкций /к СНиП П-23-81^х/. ЦНИМСК им. Кучеренко Госстроя СССР. М., Стройиздат, 1989.
34. Проектирование металлических конструкций. Специальный курс под ред. Бирюлева В.В., Л., Стройиздат, 1990.
35. Прочность, устойчивость и колебания. Справочник в трех томах под ред. Биргера И.А., Пановко Я.Г.. М., Машиностроение, 1968.
36. Прочность конструкций при малоцикловом нагружении. Под ред. Махутова Н.А., М., Наука, 1983.
37. Прочность сварных соединений при переменных нагрузках. АН УССР, Институт электросварки им. Е.О.Патона. Под ред. Трубякова В.И. Киев, Наукова Думка, 1990.
38. Развитие металлических конструкций. Работы школы Стрелецкого Н.С. Под ред. Кузнецова В.В. М., Стройиздат, 1987.
39. Рекомендации и нормативы по технологии постановки болтов в монтажных соединениях металлоконструкций. ЦНИПСК им. Мельникова. М., 1988.
40. Рекомендации по расчету, проектированию, изготовлению, монтажу фланцевых соединений строительных конструкций. М., ЦНИПРОМСТАЛЬКОНСТРУКЦИИ, М., 1988.
41. Рекомендации по проектированию работающих на сдвиг болтовых соединений стальных строительных конструкций. ВНИИ Промстальконструкция, ЦНИИ Проектстальконструкция, М., 1980.
42. Рекомендации по расчету стальных конструкций на прочность по критериям ограниченных пластических деформаций. ЦНИИ Проектстальконструкция, М., 1985.
43. Фрэнцис А.Р. Устойчивость равновесия упругих систем. М., Гостеортехиздат, 1955.

44. Руководство по выполнению сдвигоустойчивых соединений на высокопрочных болтах в строительных стальных конструкциях. ЦНИПРОЕКТстальконструкция. М., Стройиздат, 1975.

45. Сахновский М.М. Легкие конструкции стальных каркасов зданий и сооружений. Киев, Будивельник, 1984.

46. Сварка в машиностроении. Справочник в четырех томах, М., Машиностроение, 1979, т. 3.

46. Серенсен О.В. Сопротивление материалов усталостному и хрупкому разрушению. М., Атомиздат, 1975.

48. Симаков Ю.Н. О результатах экспериментальных исследований конструкций из сквозных развитых двутавров. Теоретические и экспериментальные исследования по строительным конструкциям. М., ЦНИИСК им. Кучеренко, 1976, с. 165-171.

49. Васильченко В.Т., Рутман А.Н., Лукьяненко Е.П. Справочник конструктора металлических конструкций. Киев, Будивельник, 1990.

50. Справочник по кранам: т. I. Л., Машиностроение, 1988.

51. Справочник проектировщика промышленных, жилых и общественных зданий и сооружений. Расчетно-теоретический. Под ред. Уманского А.А. М., Стройиздат, 1972, кн. I.

52. Справочник по строительной механике корабля. Л., Судостроение, 1982, т. 3.

53. Сухарев И.П. Прочность шарнирных узлов машин. М., Машиностроение, 1977.

54. Тимошенко С.П. Устойчивость упругих систем. М. - Л., Инженерно-теоретический институт, 1946.

55. Уманов М.И. К определению допустимых изгибных напряжений в рельсах на путях промышленного транспорта. Сб. Исследования расчетных характеристик и динамики железнодорож-

ного пути. Днепропетровский институт инженеров железнодорожного транспорта. Днепропетровск, 1985.

56. Фридган А.Л. Закритическое поведение стенки крановой балки. Сб. научных трудов ВНИИТМАШ. М., 1985.

57. Хейвуд Р.Б. Проектирование с учетом усталости. М., Машиностроение, 1969.

58. Чесноков А.С., Княжев А.Ф. Сдвигоустойчивые соединения на высокопрочных болтах. М., Стройиздат, 1974.

59. Шахуняп Г.М. Железнодорожный путь. М., Транспорт, 1987.

60. ГОСТ 25546-82. Краны грузоподъемные. Режим работы. Классификация.

61. ГОСТ 28609-90. Краны грузоподъемные. Основные положения расчета.

62. ГОСТ 27772-88. Прокат для строительных стальных конструкций. Общие технические условия.

63. ГОСТ 27584-87. Краны мостовые и козловые. Общие технические условия.

64. Правила безопасного устройства и эксплуатации грузоподъемных кранов. Утверждены Госгортехнадзором СССР 30.12.69.

65. СНиП НП-23-81*. Нормы проектирования. Стальные конструкции.

66. СНиП 2.05.03-84. Мосты и трубы.

67. СНиП 3.03.01-87. Несущие и ограждающие конструкции.

68. ОСТ 36-72-82. Конструкции строительные стальные. Монтажные соединения на высокопрочных болтах. Типовой технологический процесс.

69. РТМ 24.090.53-79. Краны грузоподъемные. Выносливость стальных конструкций. Метод расчета. Руководящий технический материал.

70. РД 50-694-90. Надежность в технике. Вероятностный метод расчета на усталость сварных конструкций. Методические указания. Госстандарт, 1991.

71. РД 24.220.03-90. Машины строительные и дорожные. Методы расчета.

72. РД 24.09С.52-90. Подъемно-транспортные машины. Материалы для сварных металлических конструкций.

73. DIN 18800 Стандарт ФРГ. Стальные сооружения. Выбор размеров и конструкция, 1990.

74. DIN 15018. Стандарт ФРГ. Краны. Основные положения расчета несущих стальных конструкций.

75. DIN 4114. Стандарт ФРГ. Стальные конструкции. Основные положения расчета устойчивости.

76. AS 1481-I-1980. Стандарт Австралии. Правила проектирования кранов.

77. Правила расчета кранов. Составлены секцией I FEM . Вып. 2. Классификация металлоконструкций и механизмов и воздействующие на них нагрузки. Третье изд. FEM.

78. Правила расчета кранов. Составлены секцией 2 FEM . Вып. 3. Расчет напряжений в металлической конструкции. Третье изд.

79. Beckert M., Nenmaun A. Grundlagen der Schweißtechnik-gestaltung, Berlin, Technik, 1971.
80. Berg D. Krane und Kranbahnen, Berechnung, Konstruktion, Ausführung, Stuttgart, Teubner, 1988.
81. Einleitung von Raddruckkräften in Flansche.
Hebezeuge und Fördermittel, 1987, 4.1, № 8, c. 255-256,
4. II, № 9, c. 287-288.
82. Hannover H.O., Reichwald R. Lokale Biegebeanspruchung von Träger - Unterflanschen, Fördern und Heben, 1982, c. 1, № 6, 455-460, c. 2, № 8, c. 630-633.
83. Kurth F. Stahlbau, Bd. 1 Berlin. Technik, 1976.
84. Mac Ginley T.J., Ang T.C. Structural Steelwork Design to Limit state theory. London - Boston - Singapur, Butterworth, 1988.
85. Mendel G. Berechnung der Trägerflanschbeanspruchung mit Hilfe der Plattentheorie, Fördern und Heben, 1972, c. 1, № 14, c. 809-819, c. 2, № 15, c. 836-842.
86. Neumann A. Schweißtechnisches Handbuch für Konstrukteure, Teil 1. Grundlagen, Tragfähigkeit, Gestaltung, Berlin, Technik, 1985.
87. Neumann A. Schweißtechnisches Handbuch für Konstrukteure, Teil 2, Stahl, Kessel- und Rohrleitungen. Berlin, Technik, 1988.
88. Petersen C. Statik und Stabilität der Baukonstruktionen. Braunschweig/Wiesbaden, P. Vieweg und Sohn, 1982.
89. Rohwer K. Zur Berechnung der Verformung von Stäben mit gelöcherten Wänden "Zeitschrift Flugwissenschaft und Weltraumforschung", 1979, c. 3, № 3, c. 175-182.

90. Sammet H. Rohrkonstruktion im Stahlbau, Leipzig, Fachbuchverlag, 1959.
91. Steel designers manual, London, Crosby lockwood.
92. Vorschläge zur Ermittlung der Werkstoffbeanspruchungen in den Kranschielen der DIN 15087 E.
Archiv Für Eisenhüttenwesen, 1979, № 5.
93. Wardenier J. Modified Eurocode 3 design recommendations for hollow section lattice girder joints.
Connections Steel structure behavior Strength and design proceeding state of the art. London, 1988, c. 353-361.
94. Wardenier J. Hollow section Joints. Delft University Press, 1982.
95. Web post strength in castellated steel beams.
Proceeding Institut Civil Engineers, Part 2, 1985, m. 79, № 9, c. 533-557.
96. Wiedemann J. Leichtbau. Bd. 1, Berlin. Springer - Verlag., 1986.
97. Williams D.G., Alami B. Thin Plate Design for in-Plate Loading, London, Toronto, Sydney, New York. Granada, 1979.