

наук: 05.23.16 / Хлапук М.М. – Рівне: Рівнен. держ. техн. ун-т, 1999. – 34 с.

5. Поляков В. Л. Промачивание суффозионных грунтов. 1. Суффозия / В.Л. Поляков // Прикладна гідромеханіка, 2003, т. 5 (77), № 3, С. 72-82.

6. Polyakov V.L. Modelling hydrodynamic deformations of a soil due to ground-water to a sink / V.L Polyakov // Flow and transport processes in complex obstructed geometries from cities and vegetative canopies to industrial problems NATO ASI. – Kyiv. – 2004. – P.158-160.

7. Хлапук М.М. Моделювання впливу градієнтів напору на фільтрацію із зволожувачів в ґрунт / Хлапук М.М., Дмитрієв Д.А.// Гідромеліорація і гідротехнічне будівництво. - 2000. – Вип.25. – С.92-103.

8. Мельник В.М. Електронно-мікроскопічні та рентгенодифрактометричні дослідження ґрунтової греблі водосховища Хмельницької АЕС// Мельник В.М., Рудик О.В., Мельник О.В.// Матеріали І Міжнародої науково-практичної конференції «Озера та штучні водойми України: сучасний стан й антропогенні зміни.-Луцьк,-2008. С.91-97.

9. Melnyk V.M. Method of stereoidentification with the use of walsh descriptors / Melnyk V.M., Rudik O.V., Melnyk O.V. // II Konferencja GIS I GPS w Praktyce.-Chelm.-2007.-p.47-54

10. Мельник О.В. Про причини деформаційних процесів ґрунтової греблі ХАЕС // 36. Сучасні досягнення геодезичної науки та виробництва.-вип.19.-Львів,-2010. С.67-74.

11. Левицький Б.Ф., Лещій Н.П. Гідравліка. Загальний курс / Левицький Б.Ф., Лещій Н.П. // — Львів: Світ, 1994. - 264с.

Аннотация

В статье рассматриваются вопросы исследования течения суффозионных процессов в почвенном материале тела плотины водохранилища Хмельницкой АЭС. Установлены важные зависимости осадки от массопереноса песка, оседание поверхности от массы вынесенного песка для двух вариантов моделей. Получены аппроксимирующие функции, которые отражают взаимное смещение величин во времени для четырех параметров процесса.

Annotation

The article examines the current research suffusion processes in the soil material of the dam reservoir Khmelnitsky NPP. Established important depending on the fallout from the mass transport of sand, surface subsidence of the mass rendered sand for two model variants. Preparation of approximating functions that reflect the values of the mutual displacement in time to the four process parameters.

УДК 624.011

к.т.н., доцент Михайловский Д.В., Матющенко Д.Н.,
Киевский университет строительства и архитектуры

ОСОБЕННОСТИ РАСЧЕТА ГНУТОКЛЕЁНЫХ РАМ ИЗ КЛЕЁНОЙ ДРЕВЕСИНЫ

Рассмотрены основные методики расчета гнutoкленых рам. Проведен анализ и сравнение методик с классической теорией сопротивления материалов. Приведены графики сравнения методов определения напряжений в карнизном узле гнutoкленых рам с различными радиусами кривизны на примере рам промышленного здания пролетом 12, 15 и 21 м.

Ключевые слова: гнutoкленые рамы, клееная древесина, методики расчета, карнизный узел.

Методики расчета гнutoкленых рам из клееной древесины несколько ограничены. В 70-е годы в нормативных документах не содержалось указаний для расчета гнutoкленых рам. Лишь после выхода руководства по проектированию клееных конструкций [1] некоторые указания нашли свое отражение в СНиП II-25-80 [2]. Однако содержащиеся там рекомендации дают довольно приблизительное представление о действительном напряженном состоянии карнизного узла гнutoкленой рамы.

Проверка прочности прямолинейных участков рам выполнялась с помощью формул сложного сопротивления (формулы (1) и (2)), а вот проверки максимальных радиальных напряжений в криволинейных участках вообще предусмотрено не было. Формулы (1) и (2) учитывающие работу элементов на сжатие с изгибом, базируются на линейном распределении напряжений и для криволинейных элементов отличаются лишь введением поправочных коэффициентов k_{rn} и k_{rs} к моментам сопротивления сечения. Эти коэффициенты учитывают влияние кривизны на величину краевого напряжения и применяются для гнutoкленых рам с соотношением $h/r \geq 1/7$.

Расчет на прочность сжато-изгибаемых элементов, с учетом поправочных коэффициентов k_{rn} и k_{rs} :

- проверка напряжений по внешней кромке:

$$\sigma_p = \frac{N}{F} + \frac{M_d}{W \cdot k_{rn}} \leq R_p, \text{ где } ; k_{rn} = \frac{1 - 0,5 \frac{h}{r}}{1 - 0,17 \frac{h}{r}} \quad (1)$$

- проверка напряжений по внутренней кромке:

$$\sigma_c = \frac{N}{F} + \frac{M_d}{W \cdot k_{rs}} \leq R_c, \text{ где } k_{rs} = \frac{1 + 0,5 \frac{h}{r}}{1 + 0,17 \frac{h}{r}} \quad (2)$$

Расчетный изгибающий момент M_D , учитывающий деформированную схему элемента:

$$M_D = \frac{M}{\xi}; \quad \xi = 1 - \frac{N}{\varphi R_c F_{\text{бр}}}; \quad (3)$$

где M – изгибающий момент в расчетном сечении без учета деформированной схемы элемента; φ – коэффициент продольного изгиба; N – продольная сила; h – высота сечения; r – радиус кривизны центральной оси криволинейного участка; F – расчетная площадь сечения; W – расчетный момент сопротивления сечения; R_p, R_c – расчетные сопротивления древесины растяжению и сжатию вдоль волокон, соответственно; ξ – коэффициент, учитывающий дополнительный момент в деформированной схеме; k_{rn} и k_{rv} – поправочные коэффициенты.

Данная методика вызывает сомнения относительно оценки прочности, так как не учитывает характер распределения напряжений по высоте сечения. Как известно, для клееной древесины характерна резко выраженная анизотропия упругих и прочностных характеристик. Впервые на неравномерность учета дополнительного момента с помощью коэффициента ξ в расчетах гнутоклееных рам было обращено внимание при проведении исследования в Санкт-Петербургском университете строительства и архитектуры [3]. Проф. Серовым Е.М. доказано на примере расчета и испытания клефанерных рам, что дополнительный момент в деформированной схеме, определяемый по формуле (3), приводит к значительному завышению расчетных усилий (до 20%) и может применяться только для прямолинейных элементов [4, 5, 6].

В работе Кузнецовой Н.М. [7, 8] предложены аппроксимирующие формулы для определения тангенциальных (4) и максимальных радиальных (5) напряжений в криволинейном участке:

$$\sigma_{\text{оН}} = \frac{M}{W} K_{\text{оН}}; \quad \sigma_{\text{оВ}} = \frac{M}{W} K_{\text{оВ}}; \quad (4)$$

$$\sigma_r^{\text{max}} = \frac{M}{W} K_r^{\text{max}}; \quad \text{где} \quad K_r^{\text{max}} = 0,25 \frac{h}{r_0}. \quad (5)$$

$$K_{\text{оН}} = 0,57 \left(\frac{h}{r_0} \right) - 0,37 \left(\frac{h}{r_0} \right) + 1; \quad K_{\text{оВ}} = \begin{cases} 1 + 0,5 \frac{h}{r_0} \rightarrow npu \frac{h}{r_0} \leq 0,4 \\ 0,83 + 0,9 \frac{h}{r_0} \rightarrow npu \frac{h}{r_0} > 0,4 \end{cases}.$$

В приведенных выше формулах рассмотрена лишь зона биссектрисного угла карнизного узла.

В пособии к СНиП II-25-80 [9], которое вышло в 1986 году предложена несколько иные формулы для определения тангенциальных (6) и максимальных радиальных (7) напряжений при соотношении радиуса кривизны к высоте поперечного сечения элемента $r/h \leq 7$ (элементы большой кривизны, к которым относятся и карнизные узлы гнутоклееных рам):

$$\sigma_{\theta i} = \frac{M(r_0 - r_i)}{(Fz_0 r_i)}; \quad (6)$$

$$\sigma_{r, \max} = \frac{M}{(Fz_0)} \left[\frac{r_0}{r_1} - 1 - \ln \frac{r_0}{r_1} \right]; \quad (7)$$

где $r_0 = r - z_0$; $F = bh$; $r_1 = r - h/2$; $z_0 = h^2/12r$; $\sigma_{\theta i}$ – нормальные напряжения в различных слоях сечения; $\sigma_{r, \max}$ – максимальное радиальное напряжение; M – расчетный изгибающий момент; r_0 – радиус кривизны нейтрального слоя; r_1 – радиус кривизны нижней кромки кривого бруса; F – площадь поперечного сечения кривого бруса; z_0 – смещения нейтральной оси от геометрической оси криволинейного участка, $z_0 = I/(Fr)$; I – момент инерции сечения; r – радиус кривизны криволинейного участка; h – высота сечения кривого бруса.

Точное решение задачи Головина С.Х. [10] (методика расчета кривого бруса по классической теории сопротивления материалов) для прямоугольного сечения записывается следующим образом:

- нормальные напряжения, действующие в плоскости сечения:

$$\sigma_{\theta} = \frac{4M}{k} \left(b^2 - a^2 - a^2 \ln \frac{r}{a} - b^2 \ln \frac{b}{r} - \frac{a^2 b^2}{r^2} \ln \frac{b}{a} \right); \quad (8)$$

- радиальные напряжения, действующие в плоскости сечения:

$$\sigma_r = \frac{4M}{k} \left(\frac{a^2 \cdot b^2}{r^2} \cdot \ln \frac{b}{a} - b^2 \cdot \ln \frac{b}{r} - a^2 \cdot \ln \frac{r}{a} \right); \quad (9)$$

где $k = (b^2 - a^2)^2 - 4 \cdot a^2 \cdot b^2 \cdot [\ln(b/a)]^2$; в которой, σ_{θ} – нормальное напряжение, действующее в плоскости сечения; σ_r – нормальное напряжение, которое является следствием нажатия продольных элементов друг на друга; M – изгибающий момент; k – постоянный коэффициент интегрирования; a – внутренний радиус кривого бруса; b – внешний радиус кривого бруса; r – радиус нейтральной оси кривого бруса.

В учебном пособии под редакцией Серова Е.Н. [11] и работе Найчука А.Я. [12] предлагается оценивать прочность жестких узлов рам с криволинейными участками по следующим формулам:

- в сжатой зоне:

$$\sigma_c = \frac{N_{юз}}{F} + \frac{M_{0,юз}(r_0 - r_1)}{F \cdot y_0 \cdot r_1} \quad ; \quad (10)$$

- в растянутой зоне:

$$\sigma_p = \frac{M_{0,юз}(r_2 - r_0)}{F \cdot y_0 \cdot r_2} - \frac{N_{юз}}{F} \quad ; \quad (11)$$

- максимальные радиальные напряжения:

$$\sigma_r = \frac{N \cdot \ln\left(\frac{r_0}{r_1}\right)}{F} + \frac{M_{0,юз} \left[\frac{r_0}{r_1} - 1 - \ln\left(\frac{r_0}{r_1}\right) \right]}{F \cdot y_0} \quad ; \text{ где } y_0 = z_0 = h^2/12r \quad (12)$$

В последнем нормативном документе по проектированию деревянных конструкций в Украине ДБН В.2.6-161: 2010 [13], который фактически содержит положения EN1995-1-1 [14], формул для расчета рамных конструкций нет. В [13, 14] содержатся только формулы для расчета криволинейных балок. В отличие от большинства балок с криволинейным участком, где радиальные напряжения σ_r растягивают древесину поперек волокон, в карнизных узлах гнукотеленых рам они сжимающие. Правомерность применения формул для расчета карнизных узлов вызывает много вопросов, и не применима к расчету карнизного узла гнукотелёной рамы. Также проведен расчет гнукотелёных рам в ПК ЛИРА 9.6 с использованием анализа МКЭ (метод конечных элементов) в плоской постановке были проведены численные исследования пластинчатыми элементами типа 44 и 42 (универсальный четырехугольный и треугольный конечные элементы (КЭ) оболочки). В опорном узле было смоделировано передачу поперечного и вертикального усилия на металлический башмак с помощью конечного элемента типа 262 (конечный элемент упругой связи между двумя узлами). Конечным элементам были предоставлены такие ортогонально-анизотропные (ортотропные) характеристики, а именно:

- Модуль упругости вдоль волокон – $E_1=10\,000$ МПа;
- Модуль упругости поперек волокон – $E_2=400$ МПа;
- Модуль сдвига – $G=500$ МПа
- Коэффициенты Пуассона – $\nu_1=0,019$; $\nu_2=0,48$.
- Плотность $R_0=4,905$ кН/м³.

Опорный узел состоит из пластинчатых элементов типа 44 и односторонних связей типа 262 с такими изотропными характеристиками:

- Модуль упругости – $E=206000$ МПа
- Коэффициенты Пуассона – $\nu=0,3$.
- Плотность $R_0=78,5$ кН/м³.

Работа упругой связи на сжатие с численным значением жесткости – $R=1500$ кН/м.

Проведя анализ вышеупомянутых методик расчета напряжений на примере гнуктоклееных рам промышленного здания пролетами 12, 15, 21 м, с шагом рам 6 м с различными радиусами кривизны и уклоном ригеля 1:4. Все исходные данные приведены в таблице 1, а расчетные схемы представлены на рисунке 1.

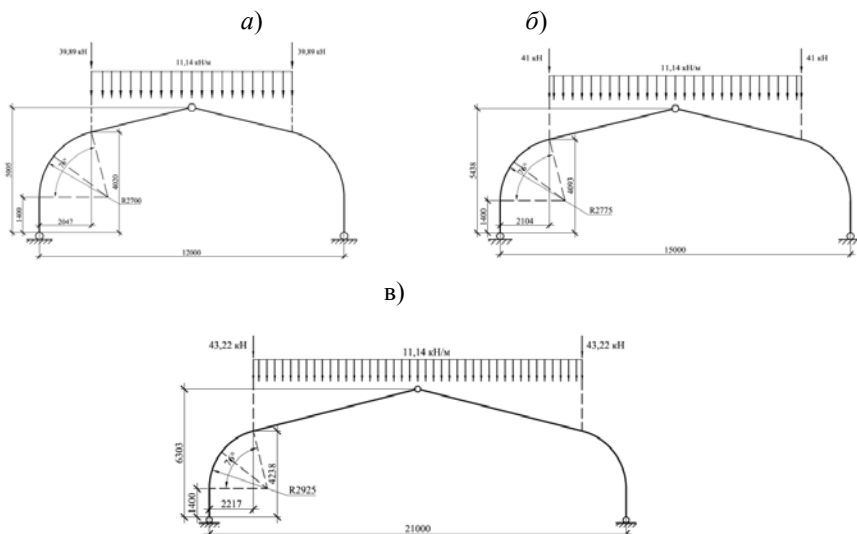


Рис 1. Расчетные схемы: а) ГРК-12-2700; б) ГРК-15-2775; в) ГРК-21-2925.

Таблица №1. Исходные данные.

Марка рамы	Расчетн. нагрузка, кН/м	Сечение в карн. узле, (b×h), мм	Радиус кривизны, мм	r ₀ /h	Максимальные внутренние усилия в карнизном узле	
					M, мНм	N, мН
ГРК-12-2700	11,14	160x592	2700	4,56	-0,114	-0,1
ГРК-15-2775		160x688	2775	4,03	-0,16	-0,125
ГРК-21-2925		160x896	2925	3,26	-0,27	-0,177

Значения напряжений σ_c , σ_p , σ_r полученные по классической теории сопротивления материалов (решение задачи Головина С.Х.) очень близки к значениям, которые получены при численных исследованиях с помощью ПК ЛИРА 9.6, исходя из этого классическую методику сопротивления материалов

можно выделить как наиболее точную. Наиболее не точной является методика по СНиП II-25-80 [2]. Напряжения определенные по этой методике значительно превышают значения напряжений, сравнивая с классической теорией сопротивления материалов, получаем увеличение напряжений сжатия и растяжения, а именно: σ_c – до 28%, σ_p – до 14%, а радиальные напряжения вообще невозможно рассчитать по этому нормативному документу. Результаты исследований по другим методикам приведены в форме таблицы 2.

Таблица №2. Сравнительный анализ методик расчета напряжений в карнизном узле гнутоклеёных рам пролетами 12, 15 и 21 м.

Марка рамы	Напряжения, МПа	Головин С.Х. (1881)	СНиП II-25-80 (1982)	Кузнецов а Н.М. (1984)	Пособие к СНиП II-25-80 (1986)	Серов Е.Н. (2011)	ПК Лира 9.6
ГРК-12-2700	σ_c	-11,05	-13,75	-11,40	-13,20	-14,26	-11,3
	σ_p	9,55	9,92	10,73	11,4	10,34	8,11
	σ_r	-0,56	-	-0,57	-0,73	-0,84	-0,57
ГРК-15-2775	σ_c	-11,65	-15,1	-12,01	-13,87	-15,01	-11,6
	σ_p	9,87	10,7	11,21	11,74	10,61	8,1
	σ_r	-0,67	-	-0,67	-0,86	-1,01	-0,65
ГРК-21-2925	σ_c	-11,83	-16,52	-12,26	-14,13	-15,37	-11,9
	σ_p	9,64	11,23	11,28	11,5	10,26	7,98
	σ_r	-0,82	-	-0,82	-1,1	-1,29	-0,8

Бесспорно, для обеспечения надежности рамных конструкций из клееной древесины определения точных значений напряжений, с учетом анизотропии физико-механических свойств древесины, является очень важной задачей. Все представленные методики расчета различаются между собой.

Существует насущная необходимость в разработке точной инженерной методики расчета карнизных узлов гнутоклееных рам. Современная методика должна включить в себя не только формулы для более точного определения отдельных напряжений, но и формулы учета СНС, которые должны учитывать сложное напряженное состояние, в котором находится клееная древесина в зоне карнизного узла.

Библиографический список:

1. Руководство по проектированию клееных деревянных конструкций, ЦНИИСК им. В.А. Кучеренко, М.: Стройиздат 1977г. – 192 с.
2. Деревянные конструкции: СНиП II-25-80. – М.: Стройиздат – Госстрой СССР, 1982. – 66с.
3. Светозарова Е.И., Серов Е.Н., Душечкин С.А., Попов В.Д. Опыт проведения испытания клееных рам пролетом 18 м. – В кн.: Повышение надежности и долговечности строительных конструкций: Межвуз. темат. сб. тр. Л.: ЛИСИ, 1972, С. 97-114.
4. Канн Э.А., Серов Е.Н. Деревянные конструкции в современном строительстве. Кишинев: Штиница, 1981. – 180 с.